

UNIVERSITÉ DE SHERBROOKE
Faculté de génie
Département de génie mécanique

**AMÉLIORATION DE L'EFFICACITÉ
ÉNERGÉTIQUE DU PROCÉDÉ D'ÉLECTROLYSE
DE L'ALUMINIUM :
CONCEPTION D'UN NOUVEAU BLOC
CATHODIQUE**

Mémoire de maîtrise
Spécialité : génie mécanique

Mathieu BLAIS

Jury : Martin DÉSILETS
 Marcel LACROIX
 Richard ARÈS
 Mikhail SORIN

Sherbrooke (Québec) Canada

Décembre 2012



Library and Archives
Canada

Published Heritage
Branch

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Bibliothèque et
Archives Canada

Direction du
Patrimoine de l'édition

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence

ISBN: 978-0-499-00308-9

Our file Notre référence

ISBN: 978-0-499-00308-9

NOTICE:

The author has granted a non-exclusive license allowing Library and Archives Canada to reproduce, publish, archive, preserve, conserve, communicate to the public by telecommunication or on the Internet, loan, distribute and sell theses worldwide, for commercial or non-commercial purposes, in microform, paper, electronic and/or any other formats.

The author retains copyright ownership and moral rights in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

AVIS:

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque et Archives Canada de reproduire, publier, archiver, sauvegarder, conserver, transmettre au public par télécommunication ou par l'Internet, prêter, distribuer et vendre des thèses partout dans le monde, à des fins commerciales ou autres, sur support microforme, papier, électronique et/ou autres formats.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur et des droits moraux qui protège cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

In compliance with the Canadian Privacy Act some supporting forms may have been removed from this thesis.

While these forms may be included in the document page count, their removal does not represent any loss of content from the thesis.

Conformément à la loi canadienne sur la protection de la vie privée, quelques formulaires secondaires ont été enlevés de cette thèse.

Bien que ces formulaires aient inclus dans la pagination, il n'y aura aucun contenu manquant.

Canada

À ma famille!

RÉSUMÉ

Au Québec, les alumineries sont de grandes consommatrices d'énergie électrique, soit près de 14 % de la puissance installée d'Hydro-Québec. Dans ce contexte, des petits gains en efficacité énergétique des cuves d'électrolyse pourraient avoir un impact important sur la réduction globale de la consommation d'électricité. Le projet de maîtrise décrit dans cette étude répond à la problématique suivante : comment l'optimisation de la géométrie d'un bloc cathodique en vue d'uniformiser la densité de courant peut augmenter l'efficacité énergétique et la durée de vie de la cuve d'aluminium?

Le but premier du projet est de modifier la géométrie en vue d'améliorer le comportement thermoélectrique des blocs cathodiques et d'accroître par le fait même l'efficacité énergétique du procédé de production d'aluminium. La mauvaise distribution de la densité de courant dans la cuve est responsable de certains problèmes énergétiques ayant des impacts négatifs sur l'économie et l'environnement. Cette non-uniformité de la distribution du courant induit une usure prématurée de la surface de la cathode et contribue à réduire la stabilité magnétohydrodynamique de la nappe de métal liquide.

Afin de quantifier les impacts que peut avoir l'uniformisation de la densité de courant à travers le bloc cathodique, un modèle d'un bloc cathodique d'une cuve de la technologie AP-30 a été conçu et analysé par éléments finis. À partir de son comportement thermoélectrique et de données expérimentales d'une cuve AP-30 tirées de la littérature, une corrélation entre le profil de densité de courant à la surface du bloc et le taux d'érosion local au même endroit a été créée. Cette relation correspond au modèle prédictif de la durée de vie de tout bloc du même matériau à partir de son profil de densité de courant.

Ensuite, une programmation a été faite incorporant dans une même fonction coût les impacts économiques de la durée de vie, de la chute de voltage cathodique et de l'utilisation de nouveaux matériaux. Ceci a permis d'évaluer les bénéfices faits à partir d'un bloc modifié par rapport au bloc de référence. Plusieurs paramètres géométriques du bloc sont variables sur un domaine réaliste et l'intégration d'un composant en matériau plus conducteur y a également été étudiée. Utilisant des outils mathématiques d'optimisation, un design de bloc optimal a pu être trouvé.

Les résultats démontrent qu'il est possible de générer des économies à partir de la modification du bloc. Il est également prouvé que l'uniformisation de la densité de courant à travers le bloc peut apporter de grands avantages économiques et environnementaux dans le procédé d'électrolyse de l'aluminium.

Les résultats de cette étude serviront d'arguments pour les chercheurs dans l'industrie à savoir s'il vaut la peine d'investir ou non dans la fabrication d'un prototype expérimental souvent très coûteux.

Mots-clés : Efficacité énergétique, électrolyse de l'aluminium, cathode, simulation thermoélectrique, uniformisation de la densité de courant, optimisation.

REMERCIEMENTS

L'auteur tient à remercier tous ceux et celles qui ont participé de près ou de loin à ce mémoire. En premier lieu, mon directeur de recherche Martin Désilets et mon codirecteur Marcel Lacroix (Université de Sherbrooke). Je tiens également à remercier Jean-François Bilodeau, Alexandre Blais et Sébastien Guerard (Rio Tinto Alcan) ainsi que Rio Tinto Alcan pour le partage d'informations techniques relatives au projet. Merci à Maxime Nicole pour son support avec certains logiciels ainsi qu'à Brian Driscoll pour son support concernant les problèmes informatiques. Enfin, merci à Rio Tinto Alcan, au FQRNT et au CRSNG pour l'aide financière. Je ne saurais terminer sans dire un gros merci à ma famille pour leur support moral à travers ces deux années de maîtrise.

TABLE DES MATIÈRES

RÉSUMÉ	i
REMERCIEMENTS	iii
LISTE DES FIGURES	vii
LISTE DES TABLEAUX	ix
LISTE DES SYMBOLES	xi
LISTE DES ACRONYMES.....	xiii
CHAPITRE 1 INTRODUCTION.....	1
CHAPITRE 2 PROBLÈME SIMPLIFIÉ ET ÉTAT DE L'ART	5
2.1 Problème simplifié.....	5
2.2 État de l'art	7
2.2.1 Diminution des pertes par effet Joule	9
2.2.2 Uniformisation de la densité de courant	10
2.3 Apport du projet aux avancées scientifiques	16
CHAPITRE 3 CONSTRUCTION DU MODÈLE DE RÉFÉRENCE	19
3.1 Mise en contexte.....	19
3.2 Étape 1 : Modélisation basée sur le Modèle RTA	21
3.3 Étape 2 – Ajustement pour la configuration du bloc utilisé à l'aluminerie Alouette	23
3.4 Finalité du modèle de référence.....	24
CHAPITRE 4 ANALYSES ET RÉSULTATS	25
4.1 Avant-Propos	25
4.2 Article scientifique	26
CHAPITRE 5 CONCLUSION	49
ANNEXE A – CADRE DE RÉFÉRENCE	51
ANNEXE B – ANALYSES ET RÉSULTATS SUPPLÉMENTAIRES	57
ANNEXE C – CALCULS PRÉLIMINAIRES DES CONDITIONS AUX FRONTIÈRES	69
ANNEXE D – DIVERGENCE NUMÉRIQUE	75
LISTE DES RÉFÉRENCES.....	79

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1 Schéma représentant le fonctionnement d'une cuve du procédé Hall-Héroult	2
Figure 1.2 Schéma démontrant la problématique liée à la non-uniformité de la densité de courant à travers la cuve d'électrolyse de l'aluminium	3
Figure 2.1 Représentation simplifiée de la résistance électrique associée aux différents chemins que peut prendre un des électrons à travers la cathode	6
Figure 2.2 Schéma démontrant la chute de tension dans une cuve d'électrolyse du procédé Hall-Héroult.....	8
Figure 2.3 Distribution du courant à travers un bloc cathodique graphité	10
Figure 2.4 Concept du brevet No US 6,231,745 B1 voulant uniformiser la densité de courant à l'aide d'une insertion de cuivre	12
Figure 2.5 Concept du brevet No US 6,294,067 B1 voulant uniformiser la densité de courant à l'aide de sections de passage de courant variables sur la longueur du bloc	13
Figure 2.6 Concept du brevet No US 6,387,237 B1 voulant uniformiser la densité de courant à l'aide d'une insertion de cuivre et minimiser les pertes de chaleur.....	14
Figure 2.7 Bloc cathodique dont la résistivité électrique est variable	15
Figure 2.8 Modification de la géométrie du bloc et ajout d'insertion afin d'uniformiser la densité de courant et diminuer la chute de tension cathodique	16
Figure 3.1 Intrants nécessaires à l'élaboration du modèle prédictif de la durée de vie	19
Figure 3.2 Différences entre le modèle fourni par RTA et le bloc de l'étude d'Alouette	20
Figure 3.3 Modèle numérique construit à partir des informations fournies par RTA	21
Figure 3.4 Représentation des conditions aux frontières thermiques	22
Figure 3.5 Identification du profil de gelée à l'intérieur du pseudomatériel à travers les vecteurs de densité de courant.....	24
Figure 4.1 Schematic representation of a Hall-Héroult cell	28
Figure 4.2 Schematic of the AP-30 cathode block and identified boundary conditions of the model. (quarter of a block)	30
Figure 4.3 Schematic of the liquid aluminum/ledge interface.....	33
Figure 4.4 Pseudo material taking into account the temperature dependent properties of both aluminum and ledge	34
Figure 4.5 AP-30 wear profile measured experimentally and predicted current density distribution along the cathode. 0 corresponds to the side of the cell and 1.6 corresponds to the center axis of the cell.....	35
Figure 4.6 Correlation between the current density and the wear rate	36
Figure 4.7 Schematic of the different variables needed for the lifetime prediction	36
Figure 4.8 Wear as a function of the z-axis position on the cathode for a variable wear rate and a constant wear rate	38
Figure 4.9 Schematic of the variable parameters in the optimization study.....	39
Figure 4.10 Schematic of the different outputs used in the optimization process of the cathode block	40
Figure 4.11 Schematic of the cash flow for the reference cell	41
Figure 4.12 Schematic of the cash flow for the modified cell.....	41
Figure 4.13 Optimal design of the cathode block.....	43
Figure 4.14 Current density distribution: reference block and optimized block. Upper view and isometric view	44

Figure 4.15 Temperature distribution: reference block and optimized block	45
Figure A. 1 Répartition des pertes thermiques de la cuve d'électrolyse selon Jiaming et coll. 53	
Figure A. 2 Représentation de la non-uniformité de la densité de courant dans une cuve	54
Figure B. 1 Schematic representation of the method used to investigate the effect of the current density on the lifetime of a block	59
Figure B. 2 Schematic representation of the cathode for an AP-30 cell	60
Figure B. 3 Identification of the boundaries	60
Figure B. 4 Erosion rate versus current density for a cathode	61
Figure B. 5 Geometric parameters examined.....	62
Figure B. 6 Current density through the cathode with an embedded copper bar (Case no. 1). 63	
Figure B. 7 Cathode block for case no. 2	64
Figure B. 8 Optimum current density for an AP-30 cathode (Case no. 3).....	66
Figure B. 9 Optimum shape of the cathode block. The CVD is fixed.	66
Figure B. 10 Current density through the cathode with an embedded copper bar (Case no. 4).	67
Figure C. 1 Représentation de l'environnement entourant le bloc cathodique.....	69
Figure C. 2 Surfaces de la barre collectrice qui sont à l'extérieur de la cuve.....	71
Figure C. 3 Représentation du flux de chaleur quittant le bloc par les parois internes de la cuve	73
Figure C. 4 Conditions aux frontières ajustées de façon à ce que le profil de température soit le même que celui de RTA.....	74
Figure D. 1 Représentation du modèle avec deux composants distincts pour les matériaux recouvrant la cathode	75
Figure D. 2 Grossissement de la zone autour de l'intersection critique montrant la densité de courant sur les différentes mailles	76
Figure D. 3 Influence de la grosseur du maillage sur la densité de courant pour le modèle préliminaire	76

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2-1 Ordre de grandeur des résistivités électriques des matériaux.....	5
Tableau 4-1 Range of variation of the parameters in the study.....	39
Tableau 4-2 Parameter values of the optimal design.....	42
Tableau 4-3 Results from the optimal design.....	43
Tableau 4-4 Results of the sensitivity analysis performed with the optimum cathode block ...	46
Tableau B. 1 Boundary conditions	61
Tableau B. 2 Optimum dimensions of the cathode block (Case no. 1).....	63
Tableau B. 3 Operating characteristics (Case no. 1)	63
Tableau B. 4 Optimum dimensions of the cathode block (Case no. 2).....	64
Tableau B. 5 Operating characteristics (Case no. 2)	65
Tableau B. 6 Predicted operating characteristics (Case no. 3)	65
Tableau B. 7 Optimum dimensions of the cathode block (Case no.4)	66
Tableau B. 8 Predicted operating characteristics (Case no. 4)	67
Tableau C. 1 Valeurs des intrants utilisés pour le calcul des conditions aux frontières des surfaces de la barre étant à l'extérieur de la cuve.....	70
Tableau C. 2 Surfaces d'échange radiatif avec la barre collectrice à l'extérieur de la cuve	71
Tableau C. 3 Sommaire des conditions de transfert de chaleur des faces externes de la barre collectrice.....	72

LISTE DES SYMBOLES

Symbole	Définition
AE	Valeur annuelle équivalente
a	Constante de la régression érosion/densité de courant (m/(an A/m ²))
b	Constante de la régression érosion/densité de courant (m/an)
c	Chaleur spécifique (J/kg°C)
CC	Coût de l'énergie au kilowatt-heure (\$/kWh)
D	Champs de déplacement électrique (C/m ²)
E	Champ électrique (V/m)
h	Coefficient d'échange de chaleur surfacique (W/m ² K)
H	Hauteur de carbone au-dessus de la barre collectrice de courant (m)
I	Courant électrique total (A)
J	Vecteur de densité de courant total (A/m ²)
k	Conductivité thermique (W/mK)
l	Longueur (m)
L	Opérateur vectoriel $\frac{\partial}{\partial x}; \frac{\partial}{\partial y}; \frac{\partial}{\partial z}$ (m ⁻¹)
nH	Nombre d'heures dans la période de capitalisation
P	Puissance (W)
\dot{q}	Flux de chaleur surfacique (W/m ²)
\dot{Q}	Taux de transfert de chaleur (W)
\ddot{q}	Taux de génération de chaleur par unité de volume (W/m ³)

R	Résidu
rse	Résistivité électrique ($\Omega \text{ m}$)
Re	Résistance électrique (Ω)
RT	Résistance thermique ($^{\circ}\text{C/W}$)
t	Temps (secondes)
T	Température ($^{\circ}\text{C}$)
V	Différence de potentiel (V)
VT	Vecteur de vitesse pour le transport de chaleur V_x, V_y, V_z (m/s)

Symboles grecs

ε	Émissivité radiative
ϵ	Tolérance
ρ	Densité (kg/m^3)
σ	Conductivité électrique (S/m)
σ_{rad}	Constante de Stefan-Boltzmann ($\text{W m}^{-2} \text{ K}^{-4}$)

LISTE DES ACRONYMES

Acronyme	Définition
ACD	Distance anode-cathode (de l'anglais)
AP-30	Aluminium-Pechiney, cuve de 300 kA.
CPU	Unité centrale de traitement
CVD	Chute de voltage cathodique (de l'anglais)
MHD	Magnétohydrodynamique
MARR	Taux de rendement acceptable minimal (TRAM) (de l'anglais)
MOGA	Algorithme génétique multi-objectif (de l'anglais)
NLPQL	Programmation non-linéaire par le Lagrangien quadratique (de l'anglais)
UDC	Uniformisation de la densité de courant
RTA	Rio Tinto Alcan

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

Au Québec, les alumineries sont de grandes consommatrices d'énergie électrique. Avec une consommation moyenne autour de 13,5 kWh/kg Al [19], une valeur qui varie en fonction de la technologie utilisée, la production annuelle québécoise de 2.79 Mt d'aluminium primaire consomme quelque 4 300 MW de puissance électrique, soit près de 12 % de la puissance installée d'Hydro-Québec [39]. Dans ce contexte, de petits gains en efficacité énergétique ont un impact important sur la réduction de la consommation d'électricité des cuves d'électrolyse. Par exemple, une réduction des chutes ohmiques de 50 mV au sein des connecteurs anodiques ou cathodiques permettrait d'économiser près de 55 MW d'électricité à l'échelle du Québec, soit une réduction d'environ 153 kt d'équivalent CO₂/année.

La production d'aluminium est basée sur le procédé Hall-Héroult, breveté en 1886 [56]. Il consiste en la réduction de la molécule d'alumine pour en isoler l'aluminium, le sous le passage d'un fort courant électrique. La Figure 1.1 schématise la production d'aluminium à l'intérieur d'une cuve Hall-Héroult. Plusieurs phénomènes physico-chimiques sont présents dans ce procédé (se référer à l'annexe A Cadre de référence).

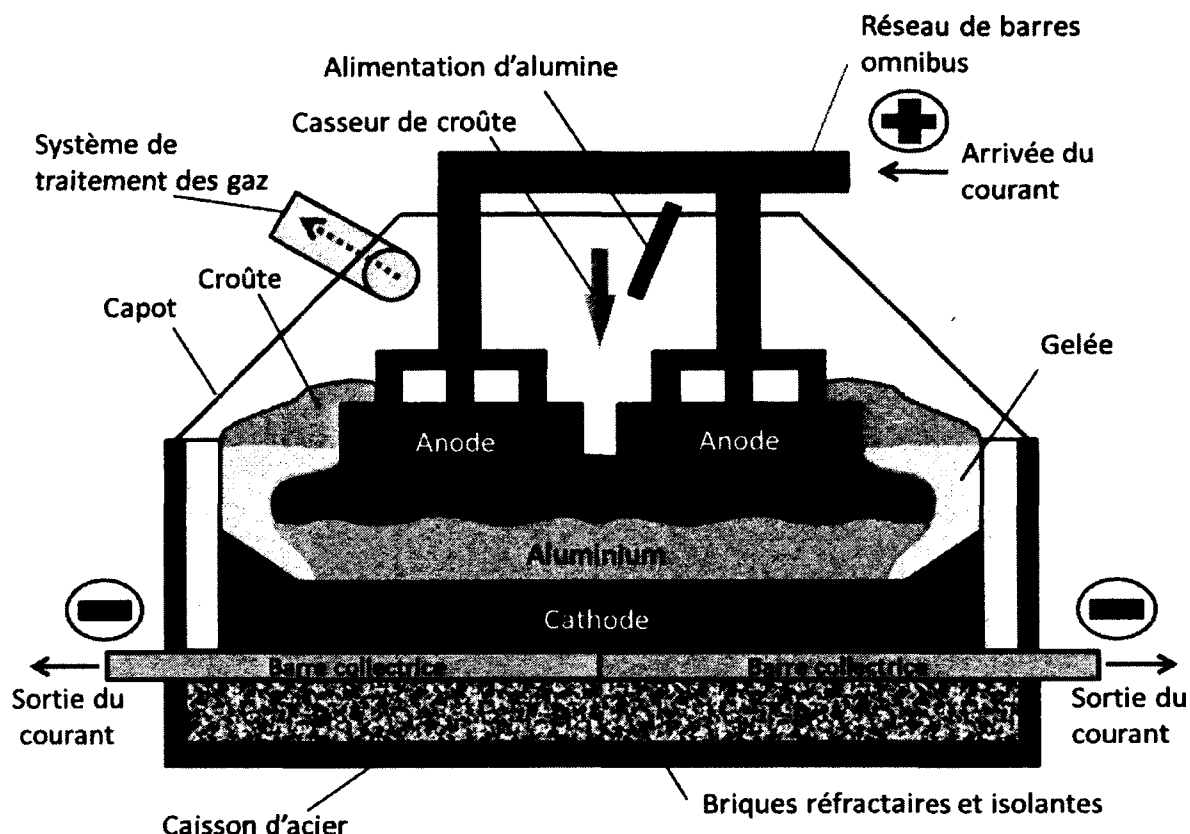


Figure 1.1 Schéma représentant le fonctionnement d'une cuve du procédé Hall-Héroult

Comme il s'agit d'un procédé très énergivore, les chercheurs s'attardent à rendre ce dernier plus efficace : produire le plus d'aluminium avec le moins d'énergie possible. Plusieurs travaux de recherche sur de nouvelles technologies potentielles sont en cours, par exemple sur l'utilisation de l'anode inerte [17,30] ou de la cathode mouillée et drainée[29,44]. Ceux-ci tentent non seulement de réduire les coûts énergétiques du procédé, mais également de réduire les émissions de gaz à effet de serre, aspect environnemental au premier plan de cette industrie. Cependant, les températures très élevées du procédé et la corrosivité excessive du bain d'électrolyse posent des problèmes de matériaux [55]. Ces nouvelles technologies, en plus d'être complexes, s'offrent à un coût trop élevé pour le moment. De plus, un aspect important de la qualité du produit est plus difficilement atteignable, soit la pureté de l'aluminium produite. Ceci pousse donc les équipes de recherche à continuer de travailler

parallèlement sur l'optimisation du procédé existant, procédé encore rentable économiquement et accepté sur le plan environnemental.

Différents problèmes physiques surviennent dans l'analyse d'une cuve d'électrolyse : le champ magnétique créé par le courant, la mauvaise distribution de densité de courant dans la cuve, la répartition thermique et les phénomènes magnétohydrodynamiques (MHD). De plus, la majeure partie des pertes par effet Joule provient du passage du courant à travers le bain d'électrolyse qui est 20 000 fois plus résistif que l'aluminium liquide. Dans l'optique de l'amélioration énergétique du procédé, une minimisation de l'épaisseur de l'électrolyte et une augmentation de la durée de vie des cuves peuvent avoir un impact majeur. Bien que cette technologie comporte plusieurs composantes, le projet de ce mémoire cible le bloc cathodique. Pour l'instant, la plupart des recherches se sont concentrées à vouloir réduire la perte de tension cathodique de la cuve, le tout en délaissant l'impact que ces modifications pouvaient avoir sur les autres phénomènes présents dans la cuve. Tout ce qui touche le comportement thermoélectrique du bloc a une influence sur la durée de vie de la cuve ainsi que sur sa stabilité comme démontré sur la Figure 1.2.

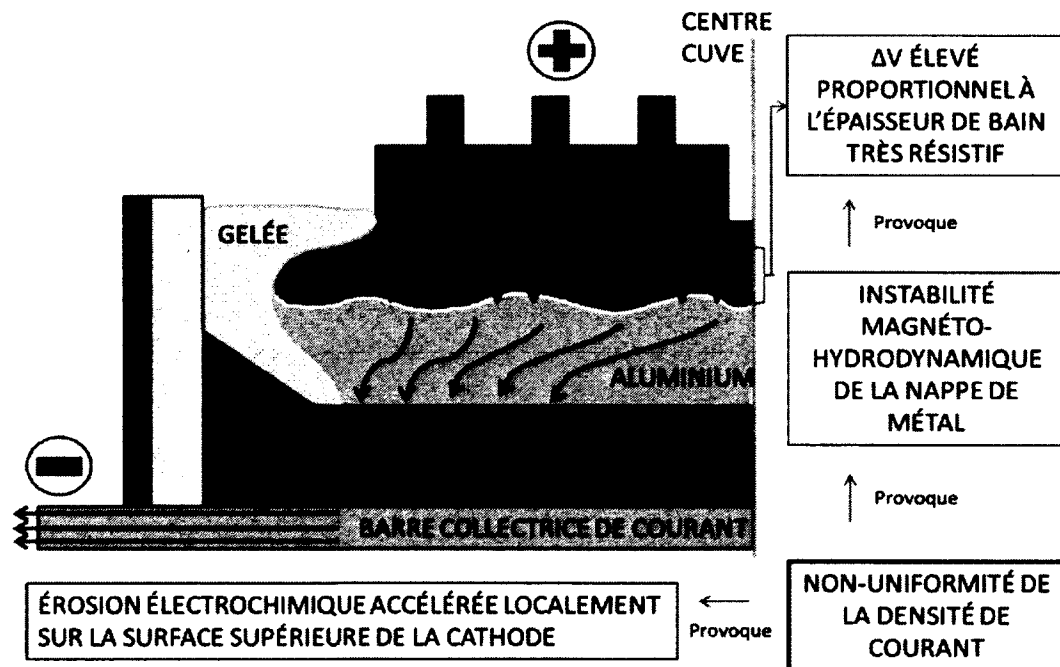


Figure 1.2 Schéma démontrant la problématique liée à la non-uniformité de la densité de courant à travers la cuve d'électrolyse de l'aluminium

Ce projet se veut une approche complémentaire à celle des avancées récemment faites sur le bloc cathodique et répond à la question suivante : comment l'optimisation de la géométrie d'un bloc cathodique en vue d'uniformiser la densité de courant peut-elle augmenter la durée de vie et l'efficacité énergétique de la cuve d'aluminium?

L'objectif principal de cette étude est de développer un modèle numérique. Celui-ci permettra d'évaluer et d'optimiser les gains possibles sur la durée de vie et l'efficacité énergétique suite à la modification du design d'un bloc cathodique et ce, en vue d'uniformiser le courant sur sa surface. Un modèle permettant d'évaluer la durée de vie d'un bloc doit être fait au préalable.

Le présent travail a permis d'obtenir un modèle numérique permettant d'évaluer les gains potentiels associés à un design de bloc cathodique. Le modèle quantifie les impacts associés à une modification de la durée de vie d'une cuve, de la chute de voltage cathodique et du coût de fabrication d'un nouveau bloc. Ceci constitue un atout à la recherche scientifique sur l'électrolyse de l'aluminium, puisque ce modèle permet d'obtenir une idée du design optimal et un ordre de grandeur des bénéfices associés à ce design. Il permet d'optimiser la technologie, sans avoir eu à tester expérimentalement de nombreuses cuves d'essai très coûteuses.

Ce mémoire est divisé en plusieurs chapitres et inclut un article soumis à une revue scientifique, article couvrant la plus grande partie des travaux poursuivis dans cette maîtrise. Le chapitre 2 expose l'état de l'art permettant de situer le projet de recherche par rapport aux travaux publiés dans le même domaine. Le chapitre 3 traite de la construction du modèle de référence qui est utilisé dans l'étude présentée au chapitre 4. Ce dernier présente le corps du projet de recherche incluant le principal article scientifique soumis. Tout au long des chapitres, plusieurs détails supplémentaires seront portés en annexe afin d'alléger le corps travail.

CHAPITRE 2 PROBLÈME SIMPLIFIÉ ET ÉTAT DE L'ART

De nombreuses études en lien avec cette quête de l'amélioration de l'efficacité énergétique dans le procédé de l'électrolyse de l'aluminium ont été menées. Plusieurs concepts et théories sont directement en lien avec le projet proposé dans ce rapport et permettront d'éclaircir et d'apporter de l'information pertinente sur le sujet. Des précisions concernant les phénomènes physiques et chimiques ainsi que les théories associées aux différentes études composant ce chapitre sont présentées plus en détail dans l'Annexe A- Cadre de référence. La première partie de la présente section pose le problème de façon simplifiée.

2.1 Problème simplifié

La Figure 1.2 de la section précédente a montré en rouge le trajet que prend le courant à travers la cuve. Dans l'aluminium, le courant a tendance à dévier vers le côté de la cuve plutôt que de se diriger en ligne droite vers la barre collectrice de courant. Ce phénomène s'explique à partir de la résistivité électrique des différentes composantes que le courant doit traverser (Tableau 2.1). Il est possible de visualiser ce phénomène en simplifiant le parcours du courant à travers l'aluminium, le bloc de carbone et la barre d'acier.

Tableau 2-1 Ordre de grandeur des résistivités électriques des matériaux

Matériaux	Résistivité électrique ($\Omega \cdot m$) *
Aluminium	3×10^{-7}
Acier	10×10^{-7}
Carbone graphitisé	100×10^{-7}

** Un ordre de grandeur de la résistivité a été utilisé ici. La valeur exacte utilisée dans le modèle du présent projet ne peut être divulguée pour des raisons de confidentialité avec Rio Tinto Alcan.*

Le courant, par convention, peut être vu comme le chemin inverse que prend un électron. Celui-ci veut prendre le chemin le plus facile, soit celui offrant la plus petite résistance électrique expliquée à l'équation 2.1 :

$$\text{Résistance } (Re) = \frac{\text{Résistivité } (rse) \times \text{distance}(l)}{\text{Section de passage}} \quad (2.1)$$

La Figure 2.1 montre de façon simplifiée deux chemins que peut prendre un des électrons dans la cuve.

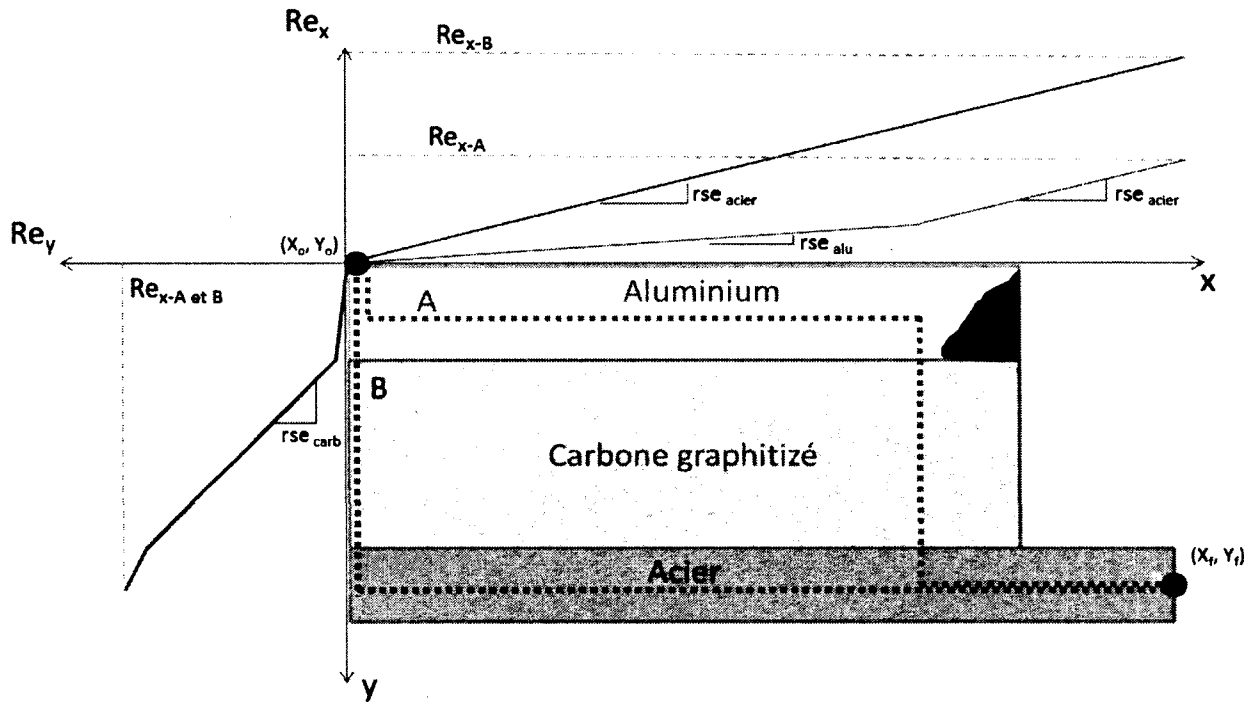


Figure 2.1 Représentation simplifiée de la résistance électrique associée aux différents chemins que peut prendre un des électrons à travers la cathode

L'électron doit prendre le chemin entre (X_o, Y_o) et (X_f, Y_f) lui offrant la plus petite résistance. En ne tenant pas compte de la section de passage, qui est considérée comme constante, ni de la résistance de contact, il est possible de trouver le chemin que prendra l'électron en minimisant la fonction suivante :

$$Re = rse_{alu}(\Delta x_{alu} + \Delta y_{alu}) + rse_{carb}(\Delta x_{carb} + \Delta y_{carb}) + rse_{aci}(\Delta x_{aci} + \Delta y_{aci}) \quad (2.2)$$

La Figure 2.1 montre l'évolution de la résistance en x et en y en fonction du chemin parcouru. Il est noté que la pente de la courbe est dictée par la résistivité électrique. Dans la composante

en y, la résistance totale est la même, mais en x, elle est plus grande en B qu'en A. Donc, l'électron choisira le chemin A. Il s'agit de la principale raison physique expliquant la densité de courant élevée et la forte érosion observée par les industriels à la surface de la cathode.

Il est important de noter qu'il s'agit ici d'un problème simplifié de la configuration actuelle d'une cuve d'électrolyse. D'autres facteurs comme la section de passage de courant et les zones de contact entre deux composantes influencent la résistance électrique, et donc la distribution du courant. Toutefois, ces facteurs ont une influence beaucoup moins importante que la résistivité dans la configuration actuelle des cuves d'électrolyse au niveau de la distribution du courant à la surface de la cathode.

Ce projet se résume de façon simpliste à trouver une façon de modifier le passage de l'électron afin qu'il parcoure le chemin B, libérant ainsi la zone de forte concentration du courant. Ceci se traduit par l'uniformisation de la densité du courant à la surface du bloc.

2.2 État de l'art

Le procédé de production d'aluminium Hall-Héroult provient d'un brevet datant de la fin des années 1800. Plusieurs améliorations ont été faites au cours du temps tout en conservant l'essence même du procédé initial. La demande mondiale en aluminium est grandissante, l'industrie veut augmenter sa productivité concevant ainsi des cuves dont l'intensité ne cesse d'augmenter. Des cuves de 80 kA ont laissé place à des cuves de 180, ensuite 300 et 400 kA. Une nouvelle génération de cuves de 600 kA devrait être en opération sous peu. L'industrie est poussée par cette volonté de vouloir augmenter l'intensité des cuves. Cette augmentation de l'intensité d'une cuve est également associée à une augmentation de sa surface conservant ainsi la même densité de courant. La raison de ce changement est simplement économique, moins il y a de cuves dans une usine, moins il y a d'opérateurs pour la même quantité d'aluminium produite. Plusieurs avancées ont également été faites au niveau de l'efficacité du

courant dans la cuve qui aujourd'hui a le potentiel d'atteindre environ 96 %¹ [32]. Comme ce rendement est très bon, il ouvre la porte à peu d'amélioration. Un autre aspect important de la cuve d'électrolyse est la chute de tension. Partout où passe le courant, il y a des pertes plus ou moins importantes de tension. En 1993, Grjotheim et Kvande [19] ont quantifié les chutes de tension à travers les différentes composantes d'une cuve d'électrolyse. Celles-ci sont résumées sur le schéma de la Figure 2.2.

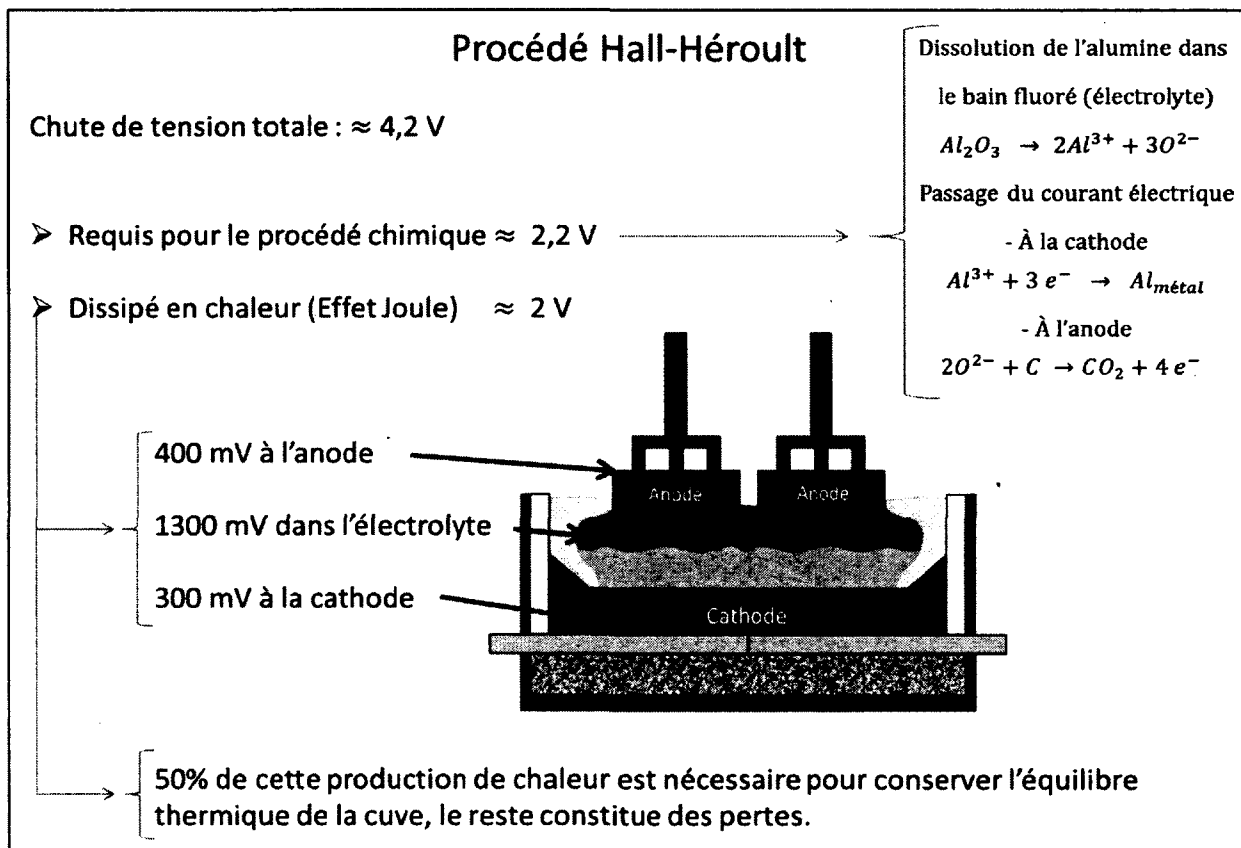


Figure 2.2 Schéma démontrant la chute de tension dans une cuve d'électrolyse du procédé Hall-Héroult

Ces chiffres représentent encore aujourd'hui un ordre de grandeur réaliste. Plus de 20 % de la consommation énergétique d'une cuve constitue directement des pertes. C'est pourquoi plusieurs recherches se sont penchées sur la diminution des différentes chutes de tension dans la cuve.

¹ L'efficacité du courant est le pourcentage des électrons utilisé pour la formation d'aluminium sur le total d'électrons parcourant la cuve. Les autres réactions d'oxydation ou la réoxydation diminuent l'efficacité du courant d'une cuve d'électrolyse de l'aluminium

2.2.1 Diminution des pertes par effet Joule

L'anode a déjà fait l'objet de plusieurs recherches afin de diminuer au maximum sa résistivité et sa hauteur et allonger sa durée de vie. De plus, certaines améliorations ont été apportées à la forme de l'anode pour favoriser l'évacuation des bulles de gaz issues de la réaction chimique qui augmentent également la chute de tension [26,39].

Quant à l'épaisseur de bain d'électrolyte, sa composition et sa température sont des facteurs importants relatifs à la perte de tension. Les caractéristiques et la composition chimique optimales du bain d'électrolyte ont pu être identifiées au cours des dernières années [7].

Les pertes de tension provenant des effets d'anode ont grandement diminué durant les derniers 15 ans. La fréquence à laquelle il y a des effets d'anode est passée de 0,3 effet d'anode par cuve par jour à 0,05 (chiffres de 2007). L'effet d'anode consiste brièvement en un manque d'alumine en diffusion dans le bain sous la surface de l'anode, ayant pour effet d'augmenter la température et la tension de la cuve. Sous peu, les experts prédisent que les cuves ne devraient plus connaître d'effet d'anode [32].

Dans l'optique de s'attaquer directement à la chute de tension cathodique, plusieurs recherches ont tenté de diminuer la résistivité du bloc lui-même. Des avancées majeures ont été faites grâce aux modifications du matériel utilisé dans la composition des cathodes. Passant de blocs amorphes ayant une résistivité électrique variant entre 30 et 50 $\mu\Omega\text{m}$ à des blocs graphitiques recuits (graphitisés) ayant une résistivité variant entre 8 et 14 $\mu\Omega\text{m}$, les pertes de tension cathodique ont diminué considérablement [1,50]. Plusieurs avantages ont été identifiés quant à l'utilisation des cathodes graphitisées par rapport aux cathodes semi-graphitiques[31]. Une étude menée à l'aluminerie Alouette de Sept-Îles montre certains de ces avantages [41]:

- La résistance cathodique est diminuée considérablement.
- L'efficacité du courant a augmenté de 1 %.
- Il y a réduction de la consommation d'énergie spécifique, soit l'énergie consommée par tonne d'aluminium produite.

Ceci représente une belle avancée au niveau de la recherche puisque le bloc cathodique est beaucoup moins énergivore. Cependant, un inconvénient important apparaît avec l'utilisation de blocs cathodiques moins résistifs, il s'agit d'une aggravation de la mauvaise distribution de la densité de courant à la surface de la cathode tel que décrit par Sorlie [50] et démontré sur la Figure 2.3.

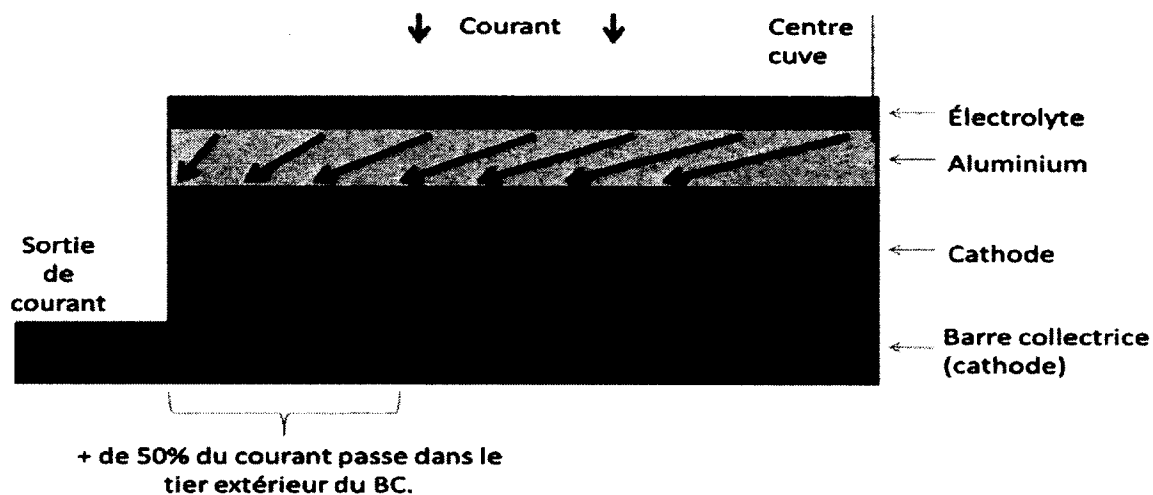


Figure 2.3 Distribution du courant à travers un bloc cathodique graphité

En raison de la très mauvaise distribution de courant engendrée par ce matériel, une augmentation de l'érosion électrochimique est localement mesurée dans les zones de forte densité de courant tel qu'il est observé par Reny et Wilkening [41]. La majorité des efforts mis en place par l'industrie pour améliorer l'efficacité énergétique de la cathode ont entraîné une aggravation de la mauvaise distribution de la densité de courant sur la surface de la cathode diminuant ainsi la durée de vie de la cuve et pouvant, dans certains cas, altérer la stabilité magnétohydrodynamique (MHD) de la nappe de métal ce qui augmente la consommation énergétique. C'est pourquoi les recherches se sont ensuite tournées vers l'uniformisation de la densité de courant.

2.2.2 Uniformisation de la densité de courant

Afin de pallier le désavantage qu'apportent les blocs cathodiques graphitisés, des efforts ont été mis en place pour augmenter le degré d'uniformisation de la densité de courant sur la

surface de la cathode. Plusieurs recherches sont expliquées et critiquées dans la présente section, ceci servira à converger vers la problématique du mémoire.

Modélisation mathématique prédisant la durée de vie d'un bloc cathodique dont la densité de courant est uniformément répartie

En 2000, Dupuis a publié un article [13] montrant un modèle thermoélectrique d'un bloc cathodique. Ce modèle avait pour but de prédire la durée de vie d'un bloc cathodique en utilisant une corrélation entre la vitesse d'érosion et la densité de courant. Il cherchait à uniformiser la densité de courant pour augmenter la durée de vie. Afin de faire cette corrélation, l'auteur a utilisé des données d'érosion provenant d'un article de l'aluminerie Alouette [41]. La relation établie était toutefois construite à partir de l'intensité totale de la cuve et de la profondeur maximale de l'érosion de la cuve. Cette relation n'est donc pas représentative du profil local d'érosion, lui-même à l'origine des perturbations locales et des instabilités. Les conclusions ressortant de cette simulation stipulent qu'avec l'uniformisation de la densité de courant, l'augmentation de la durée de vie de la cuve est négligeable, soit moins d'un an et entraîne une très grande augmentation de la chute de voltage cathodique. Selon l'auteur, ce qui influence de façon appréciable la durée de vie serait la hauteur de carbone au-dessus de la barre. Il contredit également l'observation basée sur l'expérience de Reny et Wilkening [41] concernant le taux d'érosion constant de la cathode avec le temps. L'étude présentée dans ce mémoire démontrera pourquoi le taux d'érosion est constant avec le temps et démontrera également qu'il est possible d'uniformiser la densité de courant sur la surface de la cathode tout en ayant des gains sur le plan énergétique, contredisant dans les deux cas, les conclusions émises par Dupuis dans cet article.

Concepts brevetés visant l'amélioration de l'uniformisation de la densité de courant

- *Brevet No US 6,231,745 B1 [22]*

En mai 2001, une équipe de chercheurs a breveté un concept de barre collectrice incorporant une tige de cuivre. Le but étant de diriger le courant davantage vers le centre du bloc

cathodique afin d'éviter les formes d'inefficacité attribuées à la non-uniformisation de la densité de courant. La Figure 2.4 montre ce concept.



Figure 2.4 Concept du brevet No US 6,231,745 B1 voulant uniformiser la densité de courant à l'aide d'une insertion de cuivre

Les conclusions apportées dans l'explication du brevet affirment que les maxima de densité de courant sont diminués, que l'érosion sur la surface du bloc est plus uniforme et donc que la durée de vie du bloc est plus longue. Ces affirmations semblent être basées sur la déduction voulant qu'en uniformisant la densité de courant, le taux d'érosion maximal soit diminué, cependant, aucun résultat reportant l'efficacité du concept n'a été publié.

- *Brevet No US 6,294,067 B1 [18]*

En septembre 2001, un brevet visant également l'uniformisation de la densité de courant est paru aux États-Unis. Ce dernier cherche à minimiser le courant passant par le bout du bloc pour augmenter la durée de vie de la cuve. Il consiste en l'augmentation la section de passage de la barre collectrice au centre du bloc diminuant ainsi la résistivité électrique du centre par rapport au bout du bloc. La Figure 2.5 montre ce concept.

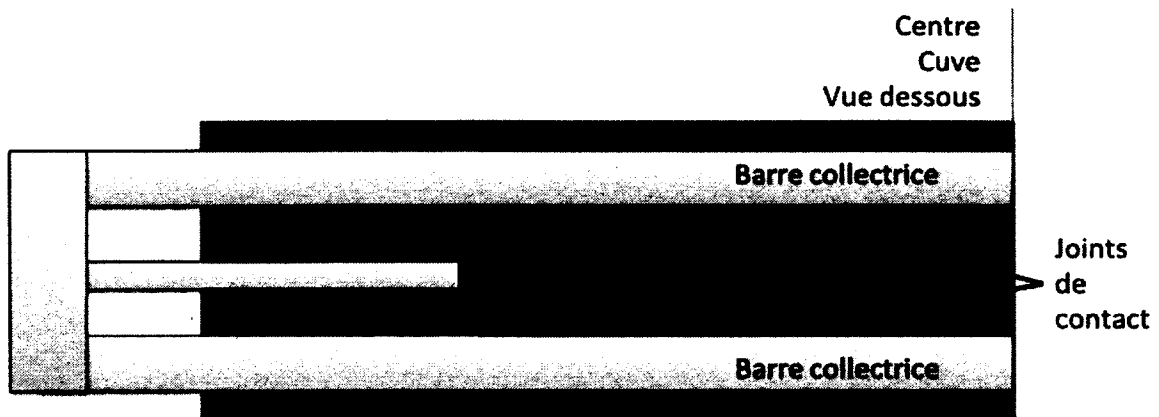


Figure 2.5 Concept du brevet No US 6,294,067 B1 voulant uniformiser la densité de courant à l'aide de sections de passage de courant variables sur la longueur du bloc

Les conclusions de ce brevet montrent que comme la section de passage du courant est plus grande dans le milieu du bloc, la résistivité y est donc plus petite ce qui invite le courant à passer davantage vers le centre uniformisant ainsi la densité de courant et prolongeant du même coup la durée de vie du bloc. Aucun résultat n'a été publié sur ce design.

- *Brevet No US 6,387,237 B1 [21]*

Encore dans le même sens que les brevets précédents, celui-ci incorpore une tige de cuivre dans la barre collectrice afin d'uniformiser le courant et prolonger la durée de vie, mais il veut également minimiser les pertes de chaleur associées à la forte conductivité thermique du cuivre. C'est pourquoi un espace est réservé au-dessus de l'insertion de cuivre pour y incorporer un matériel réfractaire comme le démontre la Figure 2.6. Comme la tige de cuivre est très conductrice de chaleur, le matériel réfractaire l'isolera partiellement de la partie supérieure chaude de la cathode, minimisant les pertes.

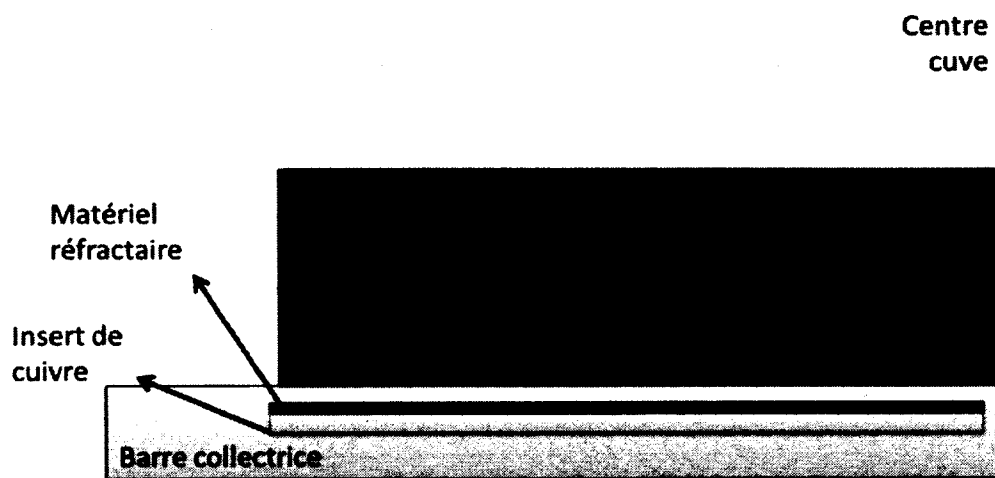


Figure 2.6 Concept du brevet No US 6,387,237 B1 voulant uniformiser la densité de courant à l'aide d'une insertion de cuivre et minimiser les pertes de chaleur

Les conclusions apportées dans la description du brevet sont un taux d'érosion diminué, le tout basé sur la théorie entourant le phénomène d'érosion électrochimique. Il est également affirmé qu'il y a une réduction de 50 mV de chute de tension cathodique, la source de cette valeur n'est toutefois pas mentionnée. Ceci n'apporte cependant pas les connaissances permettant de quantifier le niveau d'uniformisation de la densité de courant associé à ce concept. Toutefois, une idée intéressante découlant de ce brevet vient du fait qu'il tient compte des échanges thermiques associés à l'ajout de matériaux plus conducteurs, mais n'évalue pas ces effets sur le profil de gelée au-dessus du bloc, responsable de la distribution du courant et fortement influencé par le profil de température.

Les trois concepts brevetés et expliqués ici ne sont que des idées partiellement analysées et ensuite brevetées. On ne fournit aucun ordre de grandeur sur les gains possiblement faits à partir de ces concepts sur la durée de vie du bloc. Il ne s'agit également que d'une seule configuration, sans nécessairement chercher à savoir s'il n'y aurait pas une autre configuration, à partir du même concept, offrant une meilleure performance du bloc. Il faut être prudent avec les conclusions apportées par les brevets puisqu'il s'agit souvent d'une course aux brevets où certaines idées sont analysées sans nécessairement être prouvées. Il s'agit de bonnes idées, mais qui demanderaient davantage d'exploration et d'analyse.

Cathode à résistivité variable

Un article publié en 2004 par Dreyfus et coll. [11] montre un concept permettant d'améliorer l'uniformisation de la densité de courant dans la cathode. Il s'agit d'un bloc dont le carbone soit moins résistif dans le milieu de la cuve, attirant ainsi davantage de courant vers le centre. La technique utilisée pour obtenir une résistivité électrique variable est le traitement thermique. On recuit le carbone à plus haute température au centre et à plus faible température au bout afin d'offrir un rapport de résistivité électrique favorable à l'uniformisation de la densité de courant comme le montre la Figure 2.7.

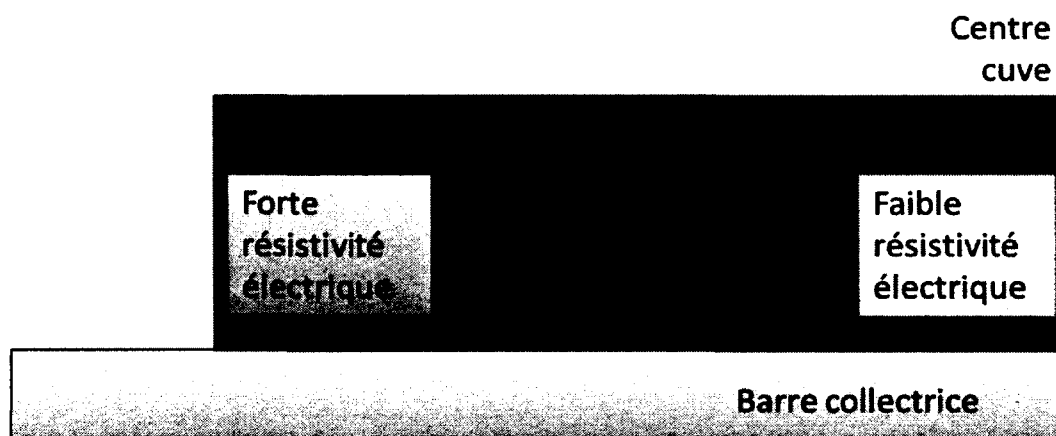


Figure 2.7 Bloc cathodique dont la résistivité électrique est variable

Les simulations numériques ont démontré une diminution de l'ordre de 15 % du maximum local de densité de courant, toutefois, elle démontre une augmentation de la chute de voltage cathodique, rapportant ainsi au problème initial qui est de diminuer les pertes énergétiques. Ce concept est actuellement testé en usine. Cet article est intéressant par le fait qu'il accompagnera à ses valeurs numériques certaines données expérimentales dans le futur.

Cathode à géométrie modifiée pour favoriser le passage du courant au centre du bloc

En 2011, Von Kaenel et Antille [60] ont publié les résultats d'une étude concernant la modification de la forme du bloc cathodique et l'ajout d'insertion de métal afin de distribuer le courant uniformément à la surface du bloc et diminuer la chute de tension cathodique. Le tout est démontré à partir de modélisation numérique. Le concept analysé consiste en un bloc plus creux dans le centre de la cuve et contenant des insertions de métal conducteur dans le centre du bloc favorisant le passage du courant tel que démontré dans la Figure 2.8.



Figure 2.8 Modification de la géométrie du bloc et ajout d'insertion afin d'uniformiser la densité de courant et diminuer la chute de tension cathodique

Les résultats de l'article montrent une uniformisation de la densité de courant et une diminution de la chute de tension cathodique en rapport avec ce concept. De plus, il est démontré que la stabilité MHD de la cuve se voit améliorée par le fait que les mouvements de métal sont moins importants. Il s'agit d'une étude dont les résultats semblent fondés sur des hypothèses solides. Toutefois, cette étude ciblée vers l'uniformisation de la densité de courant (UDC) n'apporte pas l'idée de l'augmentation de la durée de vie. Ce concept montre une grande diminution de la hauteur de carbone à éroder, paramètre critique pour la durée de vie d'une cuve.

2.3 Apport du projet aux avancées scientifiques

L'utilisation de tiges de matériaux plus conducteurs dans la barre collectrice, une modification de la forme de la cathode et de la barre, une modification de la résistivité électrique des différentes zones du bloc constituent de bonnes idées pour l'amélioration du procédé Hall-Héroult, sans pour autant évaluer cette amélioration de façon concrète. Une étude a pu quantifier les bienfaits de l'UDC sur le comportement MHD mais celle-ci s'est arrêtée là puisqu'il n'existe pas de corrélation rigoureuse entre la densité de courant et la durée de vie du bloc.

L'étude décrite dans ce mémoire cherche dans un premier temps à créer une corrélation entre la densité de courant locale et le profil d'érosion d'un bloc, le tout dans le but d'évaluer la durée de vie d'un bloc. Ensuite, elle incorporera les idées de matériaux plus conducteurs et de

section de passage de courant à partir de différentes géométries de barre afin d'en ressortir des blocs ayant une meilleure UDC et d'y calculer la durée de vie, le tout en considérant le comportement électrique et thermique. Afin de connaître le potentiel de ces idées, plusieurs configurations seront analysées à partir de différents paramètres variables de design permettant ainsi d'aller jusqu'au bout de l'idée et d'y trouver un design optimal, contrairement aux différentes études publiées qui ne s'arrêtent qu'à un seul design. Comme l'UDC recherchée à travers le design du bloc peut entraîner des augmentations de la chute de voltage, ce critère sera également incorporé dans le processus d'optimisation menant à une optimisation multicritère. Le but ultime étant de répondre à la problématique suivante : comment l'optimisation de la géométrie d'un bloc cathodique en vue d'uniformiser la densité de courant peut-elle augmenter la durée de vie et l'efficacité énergétique de la cuve d'électrolyse de l'aluminium?

CHAPITRE 3 CONSTRUCTION DU MODÈLE DE RÉFÉRENCE

3.1 Mise en contexte

Il a été mentionné dans plusieurs études [11,13,41] qu'un des principaux facteurs limitants de la vie d'une cuve était l'érosion du bloc cathodique, celle-ci est majoritairement affectée par la forte densité de courant localisée sur sa surface. Un sous-objectif du projet est de créer un modèle pouvant calculer la durée vie d'un bloc cathodique, cette dernière étant basée sur l'érosion du carbone. Deux intrants sont nécessaires pour faire ce calcul, soit le profil d'érosion d'un bloc et son profil de densité de courant. Cependant, aucun article de la littérature ne fournit ces deux intrants. Les travaux fournissant le plus d'information sur le sujet sont ceux de Reny et Wilkening [41] publiés en 2000 montrant un profil d'érosion d'une cuve de la technologie AP-30. Ils ne fournissent pas le profil de densité de courant, qui est difficile à mesurer expérimentalement. Pour ce faire, un modèle numérique de référence a été conçu.

Le but du modèle de référence : modéliser la cuve AP-30 dont le profil d'érosion est connu afin de connaître le profil de densité de courant associé à ce profil d'érosion comme démontré sur la Figure 3.1.

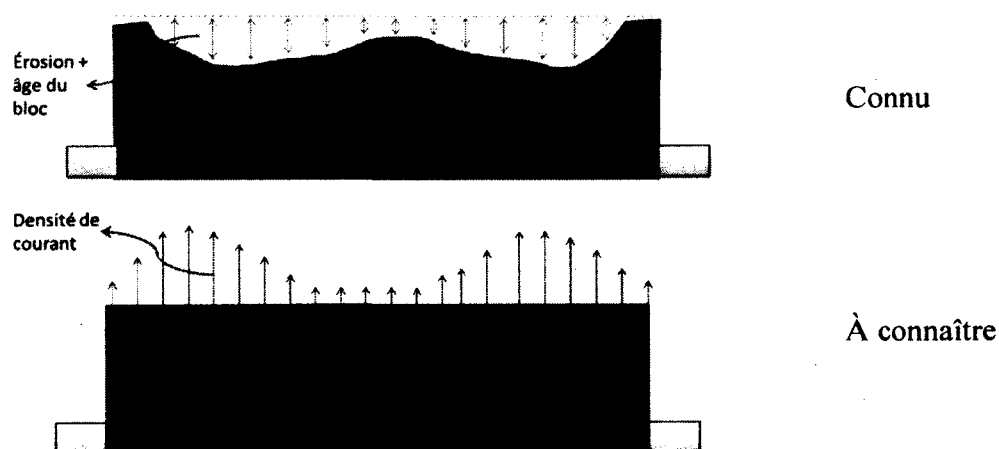


Figure 3.1 Intrants nécessaires à l'élaboration du modèle prédictif de la durée de vie

L'Aluminerie Alouette ne possédait pas assez d'information permettant de modéliser un bloc tel que celui utilisé dans leur étude afin d'y connaître le profil de densité de courant. C'est pourquoi une entente d'échange d'information avec Rio Tinto Alcan (RTA) a été convenue puisque ceux-ci pouvaient fournir l'information manquante à la construction de ce modèle de référence. On entend par modèle de référence, un bloc cathodique entouré de conditions aux frontières. RTA a fourni des informations sur leur modèle numérique de la technologie AP-30. Toutefois, pour les besoins de l'étude, ce modèle ne peut être associé directement au profil d'érosion d'Alouette puisque l'intensité du courant et le matériel de la cathode sont différents comme le montre la Figure 3.2. Dans les 2 cas, les conditions aux frontières devraient être identiques puisqu'il s'agit de la même cuve. Les informations fournies par RTA nous permettent d'obtenir ces conditions frontières.

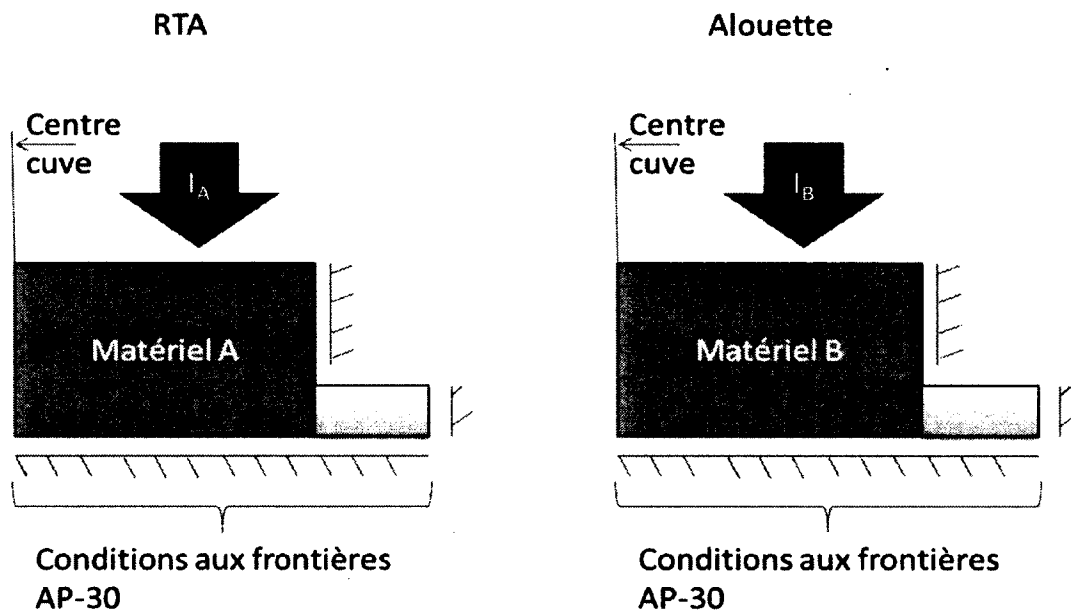


Figure 3.2 Différences entre le modèle fourni par RTA et le bloc de l'étude d'Alouette

Avec les dimensions, le profil de température, le courant et la chute de voltage cathodique du modèle de Rio Tinto Alcan, il est possible de trouver les conditions aux frontières du bloc. Celles-ci représentent le comportement thermique des parois de la cuve (briques réfractaires, isolation, milieu ambiant, etc.) et la résistance de contact électrique entre les différentes composantes. Que ce soit la cuve chez RTA ou chez Alouette, ces conditions peuvent être

considérées comme étant identiques vu l'utilisation de la même technologie de cuve. Ces pourquoi ce chapitre se divise en 2 grandes étapes, soit la recherche des conditions aux frontières à travers le modèle RTA, et l'ajustement du modèle pour représenter la configuration du bloc utilisé chez Alouette.

3.2 Étape 1 : Modélisation basée sur le Modèle RTA

Construction du modèle selon les informations fournies par RTA concernant une cuve AP-30

Une géométrie (Figure 3.3) du bloc a été conçue dans le but de concevoir le modèle AP-30 de RTA pour ensuite y ressortir les conditions aux frontières.

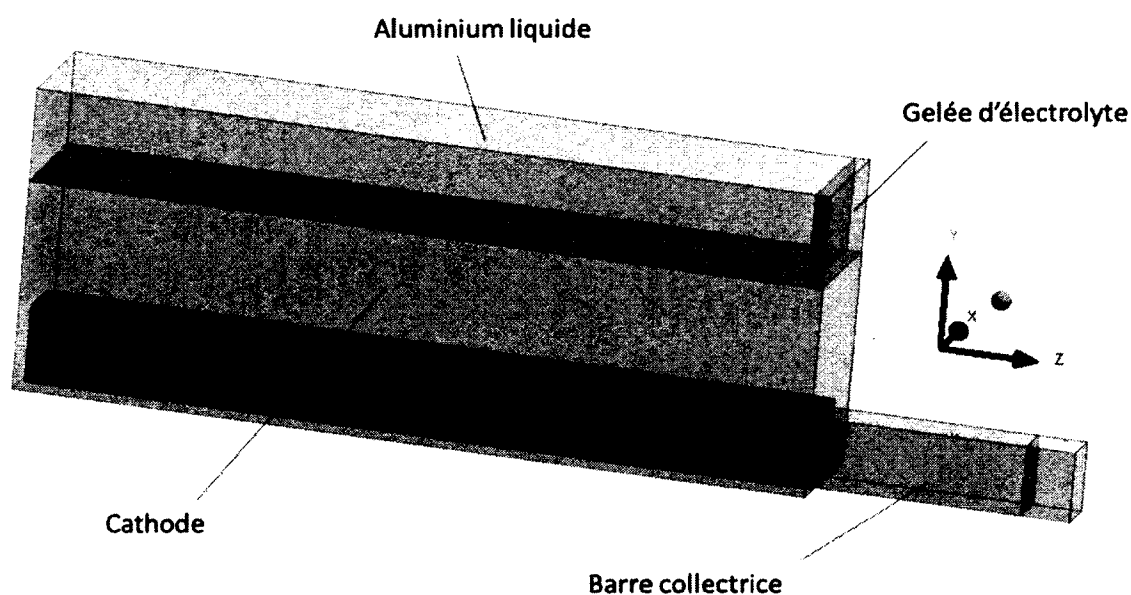


Figure 3.3 Modèle numérique construit à partir des informations fournies par RTA

Élaboration des conditions aux frontières du modèle au niveau thermique

Le modèle numérique fourni par RTA est un modèle incorporant toutes les composantes d'une cuve d'électrolyse AP-30. Le modèle de référence de l'étude de ce mémoire remplacera toutes les composantes non nécessaires à l'étude par des conditions aux frontières autour du bloc cathodique et de la barre. En ce qui a trait aux conditions aux frontières thermiques du modèle,

des conditions de convections équivalentes seront imposées sur les surfaces comme le montre la Figure 3.4 pour la surface située sous le bloc cathodique.

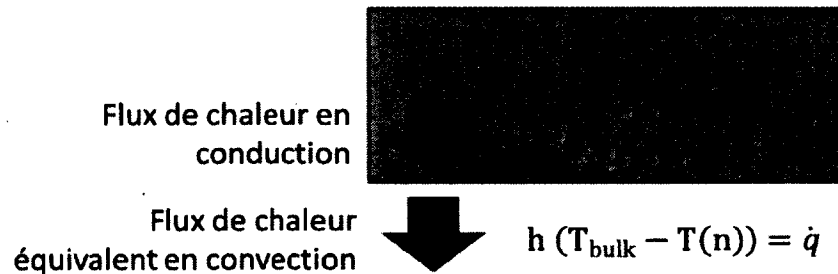


Figure 3.4 Représentation des conditions aux frontières thermiques

La condition aux frontières en convection représente l'équivalent du flux de chaleur surfacique qui quitte les différentes composantes du bloc.

Les conditions aux frontières doivent faire en sorte que le profil de température du modèle de référence corresponde au profil de température fourni par RTA. Toutefois, il y a plusieurs degrés de libertés qui doivent être déterminés pour ajuster les conditions aux différentes surfaces. C'est pourquoi, le modèle a été calibré en 3 sous-étapes :

- 1- Calculs préliminaires basés sur la théorie du transfert de chaleur afin de trouver un ordre de grandeur des conditions aux frontières, soient les coefficients de convection et les températures d'échange. Ces calculs sont présentés à l'Annexe C.
- 2- Comparaison du profil de température du modèle de référence avec le profil fourni par RTA. Le profil de température est quant à lui, le critère principal : il faut que le modèle ait le même profil de température que celui fourni par RTA.
- 3- Ajustement des coefficients des conditions aux frontières à partir de la répartition des flux de chaleur fournie par RTA pour que le profil de température du modèle de référence corresponde à celui du modèle de RTA.

Élaboration des conditions aux frontières du modèle au niveau électrique

Avec la chute de voltage et l'intensité totale fournies par RTA, il est possible d'ajuster les valeurs de résistances de contact fonte-acier et fonte-carbone de façon à ce que le modèle de référence corresponde à la bonne chute de voltage. Ceci a été ajusté en même temps que les conditions aux frontières thermiques puisque l'effet Joule provoquée par la résistance de contact a un effet sur le profil de température.

À cette étape-ci, le modèle de référence a le même profil de température que celui fourni par RTA et les conditions aux frontières sont donc représentatives de la cuve AP-30.

3.3 Étape 2 – Ajustement pour la configuration du bloc utilisé à l'aluminerie Alouette

Avec la géométrie, les conditions aux frontières thermiques et les résistances de contact, il est possible de modifier la configuration du bloc, soient le matériel de la cathode et l'intensité du courant, le tout en conservant le bloc dans l'environnement de la cuve AP-30.

À ce stade-ci, le modèle devrait être prêt à être analysé pour en ressortir le profil de densité de courant sur sa surface. Toutefois, au-dessus de la cathode se trouve de l'aluminium liquide et une certaine épaisseur de gelée. Lorsque ces deux substances sont modélisées en deux blocs distincts comme il est présenté sur la Figure 3.3, trois problèmes surviennent (voir Figure 4.3 Chapitre 4).

- Une divergence numérique associée au calcul de la densité de courant traversant une maille apparaît. (Voir Étude ANNEXE D – DIVERGENCE NUMÉRIQUE)
- Le profil de gelée est de géométrie fixe et ne dépend pas du profil de température, ce qui est contraire à la réalité.
- Aucune zone boueuse n'est représentée, soit une zone de transition entre les propriétés de la gelée et de l'aluminium liquide.

Pour régler ces trois problèmes, les composants de gelée et d'aluminium sont remplacés par un seul composant, soit un pseudomatériel. Celui-ci incorpore à la fois les propriétés thermoélectriques de la gelée et de l'aluminium (détaillé au Chapitre 4). Ce pseudomatériel influence le passage du courant grâce à ses propriétés variant selon la température comme le montre la Figure 3.5.

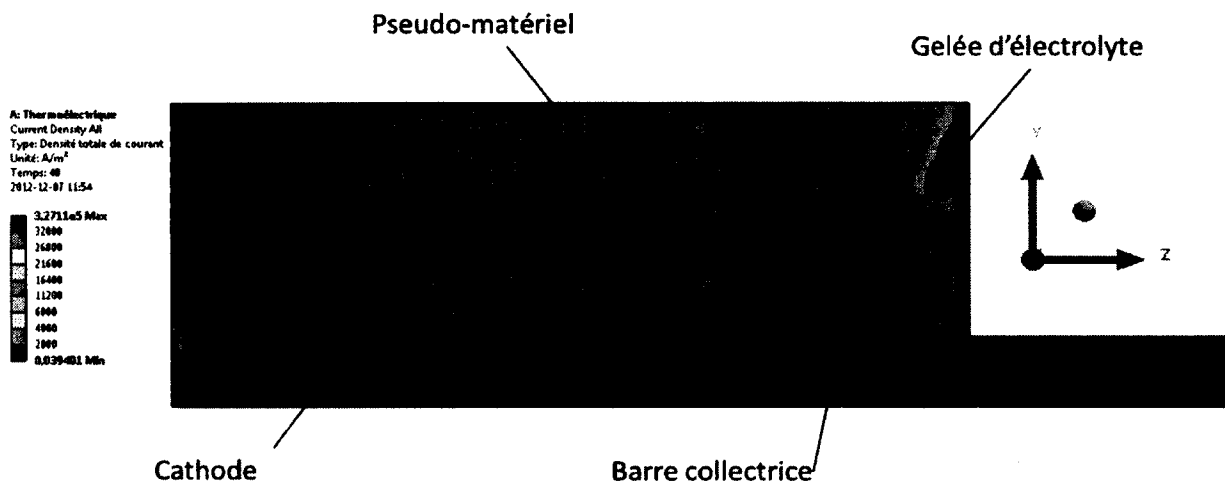


Figure 3.5 Identification du profil de gelée à l'intérieur du pseudomatériel à travers les vecteurs de densité de courant

Selon cette nouvelle approche, la taille du maillage a une influence négligeable sur les valeurs de densité de courant lues à la surface de la cathode. Ces valeurs servent à évaluer la vitesse d'érosion et la durée de vie. Elles peuvent varier sur une plage de 2000 amps/m². Cette variation de la densité de courant engendre une variation de la durée de vie inférieure à 0,25 an. L'évaluation de cette erreur provient de l'étude de plusieurs configurations analysées dans le plan d'expérience selon différentes grandeurs de maillage. Pour l'évaluation de l'économie associée à un bloc optimisé (au Chapitre 4), cela a pu représenter une erreur globale allant entre 0 et 2000 \$ sur le résultat.

3.4 Finalité du modèle de référence

Le modèle numérique de référence représente le bloc AP-30 utilisé à l'Aluminerie Alouette. La distribution de la densité du courant sur la surface de la cathode peut maintenant être associée au profil d'érosion. En effet, tous deux correspondent à la technologie AP-30 utilisée à l'Aluminerie Alouette.

CHAPITRE 4 ANALYSES ET RÉSULTATS

4.1 Avant-Propos

Auteurs (Tous de la faculté de Génie de l'Université de Sherbrooke) :

- Mathieu Blais, étudiant M.Sc.A.
- Martin Désilets, Ing., Ph.D, Professeur
- Marcel Lacroix, Ing., Phys., Ph.D, Professeur

Date de soumission : 3 décembre 2012

Contribution au mémoire :

Le présent projet de maîtrise a fait l'objet d'un article scientifique en voie d'être publié dans la revue *Applied Thermal Engineering* de l'éditeur Elsevier. Cet article couvre l'ensemble du projet à l'exception de certaines analyses parallèles découlant de variantes du modèle dont les résultats sont publiés dans un article de conférence au TMS 2013 décrit dans l'Annexe B. Des détails sur la construction et la calibration du modèle numérique du bloc de référence utilisé dans ce chapitre font l'objet du chapitre 3.

Titre : Optimisation du design d'un bloc cathodique d'une cuve d'électrolyse de l'aluminium

Une analyse thermoélectrique par éléments finis a permis de sélectionner la géométrie optimale d'un bloc cathodique de la technologie AP-30 à travers un processus d'optimisation mathématique. Le design optimisé de ce bloc offre la distribution de la densité de courant la plus uniforme possible sur sa surface supérieure de façon à maximiser la durée de vie tout en cherchant à minimiser la consommation énergétique. Les résultats ont indiqué qu'il est possible d'économiser annuellement jusqu'à 21 000 \$ par cuve avec un nouveau design. À l'échelle d'une aluminerie typique opérant 360 cuves d'électrolyse, cela peut représenter des économies de 7 500 000 \$/an.

4.2 Article scientifique

Optimization of the cathode block shape of an aluminum electrolysis cell

MATHIEU BLAIS¹, MARTIN DÉSILETS¹ and MARCEL LACROIX¹

¹Faculté de Génie, Université de Sherbrooke, Sherbrooke, Que., Canada J1K 2R1

Corresponding author :

Mathieu Blais, Faculté de Génie, Université de Sherbrooke

2500, boul. de l'Université

Sherbrooke (Québec) CANADA

J1K 2R1

Mathieu.blais3@usherbrooke.ca

Abstract

A finite element/optimization model was developed to determine the optimum shape of the cathode block of an AP-30 aluminum electrolysis cell. The optimum shape is the design that makes the electric current density on the surface of the cathode block as uniform as possible so as to simultaneously prolong its lifetime, to minimize its energy consumption and to minimize the cost of material. Results indicate that by making some changes in the design of the collector bar, the cathode voltage drop can be reduced by 93 mV and the lifetime of the cell can be increased by 20 %.

INTRODUCTION

A schematic of a typical aluminum electrolysis cell used for the production of aluminum is depicted in Figure 4.1. The electrolysis process is driven by direct electric current that flows from the anodes to the liquid aluminum layer through a cryolite-based electrolyte in which alumina is dissolved [26,43]. Due to the fact that the electrolyte has a relatively low electrical conductivity [7], the current flow remains mostly vertical across the 4-5 centimeter electrolyte gap on its way to the negatively charged liquid aluminum surface. Once the current enters the highly conductive aluminum layer, it is no longer constrained to a vertical path because the electrical resistance of other solidified electrolyte components on the cell sidewalls and cathode is far greater than that of aluminum. As a result, horizontal currents establish themselves in the aluminum layer and cause magneto hydrodynamic disturbances which give rise to waves in the molten aluminum. From the metal pad, the current flows into the carbon cathode blocks and then into steel collector bars embedded within the cathodes through a cast iron sealing. The collector bars carry the current out of the cell and link onto larger aluminum bus bars which surround each cell. These bus bars feed the anode rods of the next cell in the cell line.

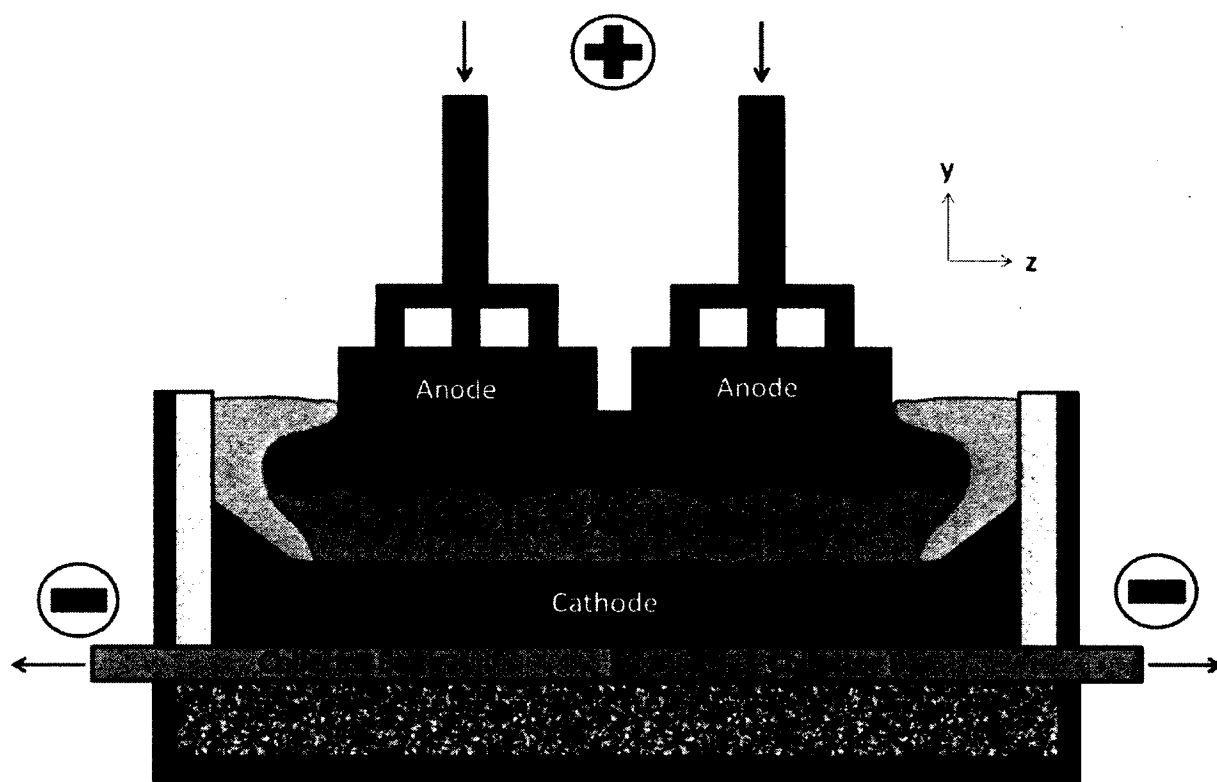


Figure 4.1 Schematic representation of a Hall-Héroult cell

One of the challenging problems in the operation of electrolysis cells is the wear that afflicts the carbon component of the cathode block. This problem is known for shortening the lifetime of the facility [42,50]. In spite of the fact that the wear of the cathode carbon block and its degradation with sodium infiltrations have been studied intensively in the past, several questions concerning the underlying phenomena still remain[41,50,62]. The sources of wear can be of chemical, electrochemical and mechanical origin. The formation and the mass transfer of aluminium carbide at the surface of the carbon lining seem to be the principal actors of the carbon wear. They depend on the carbon material, the porosity, the AlF_3 -content and the dynamics of the molten pad [41,46,50,57-59,63]. According to the cited studies, the effect of the current density is dominant. There is, indeed, a direct correlation between the current density distribution profile and the general W-shape wear profile of the cathode.

In spite of its practical interest, few studies have been devoted to the effect of the shape of the collector bar/carbon block assembly on the electric stability of the metal. In some of these

investigations, design modifications to the cathode were suggested in order to render the current density more uniform [9,11,13,27-28,60]. Unfortunately, none of these studies account for the wear of the carbon block

The present paper examines this wear problem from the design point of view of the cathode block. A three dimensional finite element model for the cathode of an AP-30 cell is first developed. The model is next used to investigate the effect of the current density at the surface of the block on its wear rate. These findings will yield a predictive model for the lifetime of the cathode. Design modifications for the collector bar/carbon block assembly are then proposed through an optimization process using an economic analysis as the basis of comparison for the different criteria of operation.

MATHEMATICAL MODEL²

A schematic of the cathode block assembly for an AP-30 cell which is under study is shown in Figure 4.2. The collector bar is made of carbon steel sealed with cast iron. The cathode block is made of graphitized carbon. The liquid at the cathode surface is a mixture of liquid aluminum and ledge whose proportions are dependent of the thermal stability of the cell and of the electric current flow.

² La méthodologie utilisée pour la construction et la calibration du modèle de référence est détaillée dans le chapitre 4.

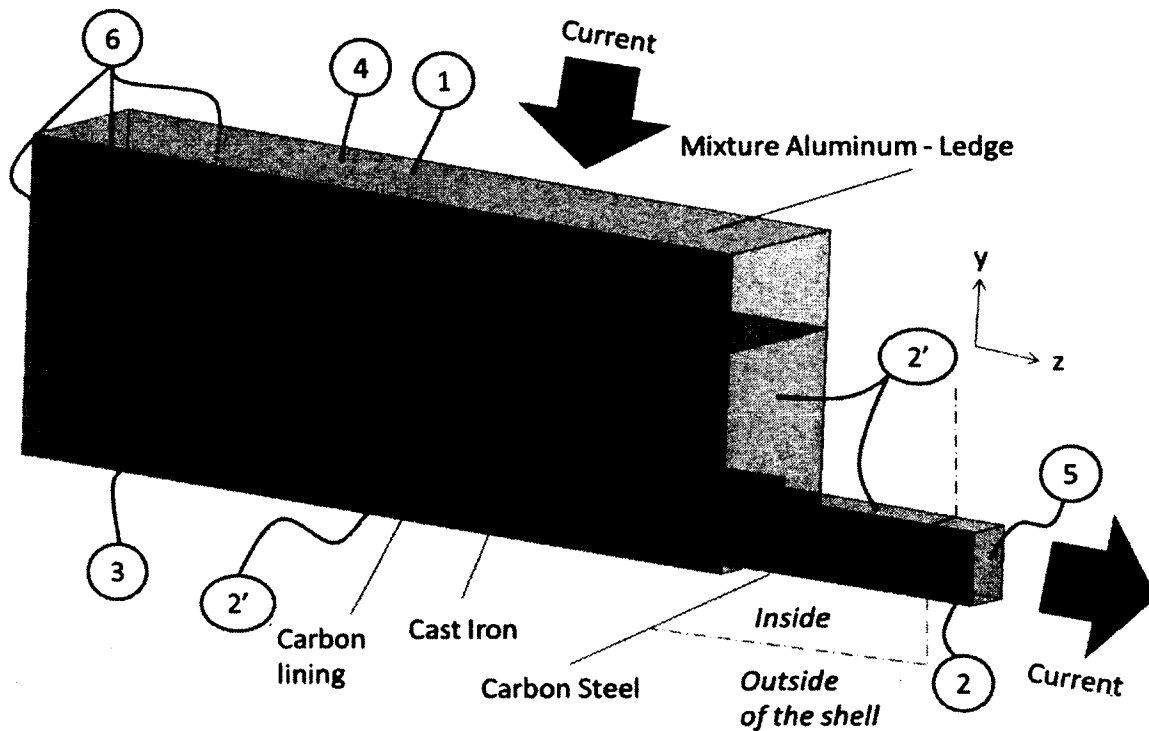


Figure 4.2 Schematic of the AP-30 cathode block and identified boundary conditions of the model. (quarter of a block)

In order to simulate the distributions of the electrical potential and of the heat transfer in the block assembly, a mathematical model based on the following assumptions was developed:

- The lifetime of the cell is chiefly affected by the non uniformity of the current density that prevails within the cathode [11].
- The seminal study on the electrochemical wear profile for the AP-30 cathode block conducted by Reny and Wilkening [42] is retained.
- The wear rate is time independent as observed by Reny and Wilkening [42].
- The cathode voltage drop (CVD) remains unchanged for the entire wear process.
- The thermal contact resistance between the copper insert and the steel used for the collector bar is negligible (a copper insert has been added to the bar for optimization purposes, see Fig.4.9).
- The electric conductivity of the cathode carbon material is considered anisotropic. The anisotropy is directly linked to the extrusion fabrication process of the cathodes.

The governing equations for the electrical potential distribution and the heat transfer may then be stated as [2,51] :

$$\nabla [\sigma \nabla V] = 0 \quad (4.1)$$

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \ddot{q} \quad (4.2)$$

σ is the electrical conductivity, V is the electrical potential, k is the thermal conductivity and T is the temperature. The volumetric heat source term \ddot{q} represents the Joule effect. It is given by:

$$\ddot{q} = \sigma E^2 \quad (4.3)$$

The electrical field is obtained from the solution of Eq. (4.1) for the electrical potential V , i.e., $E = -\nabla V$.

The boundary conditions for Eqs. (4.1-4.2) are as follows:

- At the surface of the mixture (boundary no. 1, Figure 4.2):

$$T = T_{\text{operation}} \quad (4.4)$$

- At the surface in contact with the wall of the cell, at the bottom surface of the cathode as well as at the unsealed surfaces of the collector bar (boundary no. 2, Figure 4.2):

$$-k \frac{\partial T}{\partial (x,y,z)} = h (T_{\text{bulk}} - T(n)) \quad (4.5)$$

h is a heat transfer coefficient, $T(n)$ is the temperature at the surface of the bar or the temperature at the external surface of the block. T_{bulk} is the temperature of the ambient air around the cell. For surfaces exposed to the surrounding air, the heat transfer coefficient h has been estimated with an empirical correlation for natural convection (boundary no. 2). For surfaces of the block assembly in contact with the insulated walls or with the bottom of the cell, the coefficient h is calculated so as to account for the overall thermal resistivity of all the material layers between the block and the air outside the shell (boundary no. 2').

- For the electrical contact resistance at the surfaces sealed with cast iron (boundary no. 3, Figure 4.2):

$$J = \frac{\sigma}{l} (V_{s1} - V_{s2}) \quad (4.6)$$

Where $\frac{\sigma}{l}$ is the electric conductivity per unit length l between the two surfaces in contact and V is the electrical voltage on each surface.

- At the top surface of the mixture (boundary no. 4, Figure 4.2):

$$V = V_{\text{specified}} \quad (4.7)$$

- At the tip of the bar (boundary no. 5, Figure 4.2):

$$I = I_{\text{specified}} \quad (4.8)$$

where I is the electrical current of the simulated electrolysis cell divided by the number of blocks in the cell.

- Finally, a symmetry boundary condition is imposed at the central plane and on the lateral surfaces of the cathode and of the mixture (boundary no. 6, Figure 4.2):

$$\frac{\partial V}{\partial z} = 0, \quad \frac{\partial T}{\partial z} = 0, \quad \frac{\partial V}{\partial x} = 0, \quad \frac{\partial T}{\partial x} = 0 \quad (4.9)$$

NUMERICAL SOLUTION

The above system of equations (4.1-4.3) along with the boundary conditions (4.4-4.9) was solved with a Newton-Raphson weight-residual finite-element method. Calculations were performed with a grid size of 270 000 nodes. Convergence was declared when the sum of the residuals for the distribution of the electrical potential as well as for the distribution of the temperature satisfy the following criterion

$$\| \{R\} \| < \epsilon \quad (4.10)$$

The magnitude of ϵ was set equal to 0,001. Finer grid sizes and more stringent convergence

criteria were also employed but the results did not show significant improvements.

The liquid aluminum/ledge interface was the subject of special attention. Indeed, at this interface (Figure 4.3), the thermal conductivity drops by two orders of magnitude while the electrical resistivity jumps by four orders.

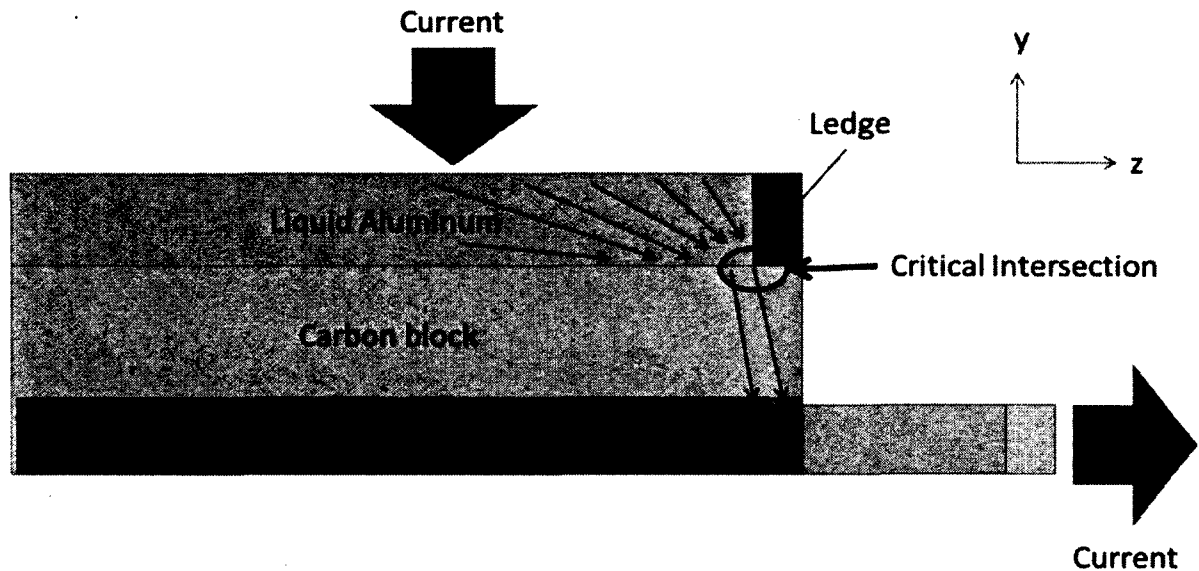


Figure 4.3 Schematic of the liquid aluminum/ledge interface

In order to avoid the numerical instabilities³ that may result from these steep changes in the physical properties, the liquid aluminum/ledge interface was modeled as a pseudo material whose temperature dependent physical properties are weight averaged between that of the ledge and that of liquid aluminum (Figure 4.4).

³ Une explication de la divergence numérique est expliquée à l'annexe D

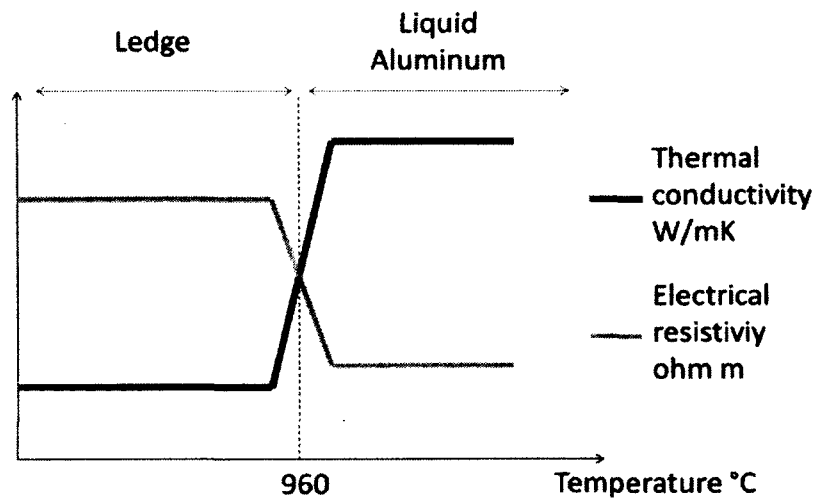


Figure 4.4 Pseudo material taking into account the temperature dependent properties of both aluminum and ledge

RESULTS AND DISCUSSION

Results are divided into two sections. First, a correlation that links the current density to the lifetime of the cathode block is established. The effect of key design parameters on the lifetime of the cathode block is then investigated. Second, a multi-criteria optimization analysis is carried out in order to determine the best design for the cathode.

Lifetime and surface current density correlation

The wear distribution of an AP-30 cathode block as reported by Reny and Wilkening [42] and the predicted current density are depicted in Figure 4.5.

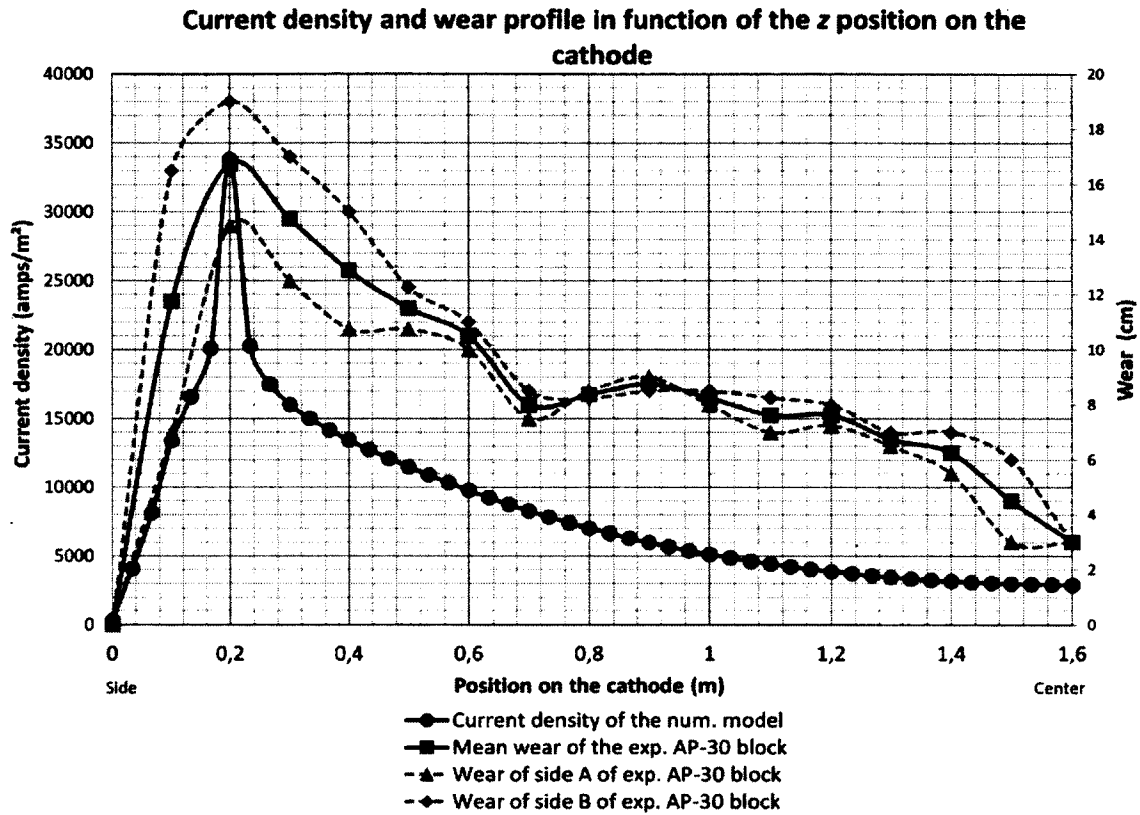


Figure 4.5 AP-30 wear profile measured experimentally and predicted current density distribution along the cathode. 0 corresponds to the side of the cell and 1.6 corresponds to the center axis of the cell.

First, the match between the location of maximum wear and the z-position of the maximum current density at the surface of the block is noticeable. According to many authors [11,13,42], the wear observed at the surface of the cathode block has an electrochemical origin. Based on this analysis, the wear can be linked to the local current density. It is achieved by matching the overall wear profile to a W-shape. Second, the wear rate at every point i along the cathode (z-axis) may be estimated from

$$\frac{\text{Wear}(i)(\text{m})}{\text{Block age (yr)}} = \text{wear rate } (i) \left(\frac{\text{m}}{\text{yr}} \right) \quad (4.11)$$

Third, the combination of this expression to the corresponding current density yields the correlation illustrated in Figure 4.6. In the next section, this correlation will be employed for performing the optimization analysis.

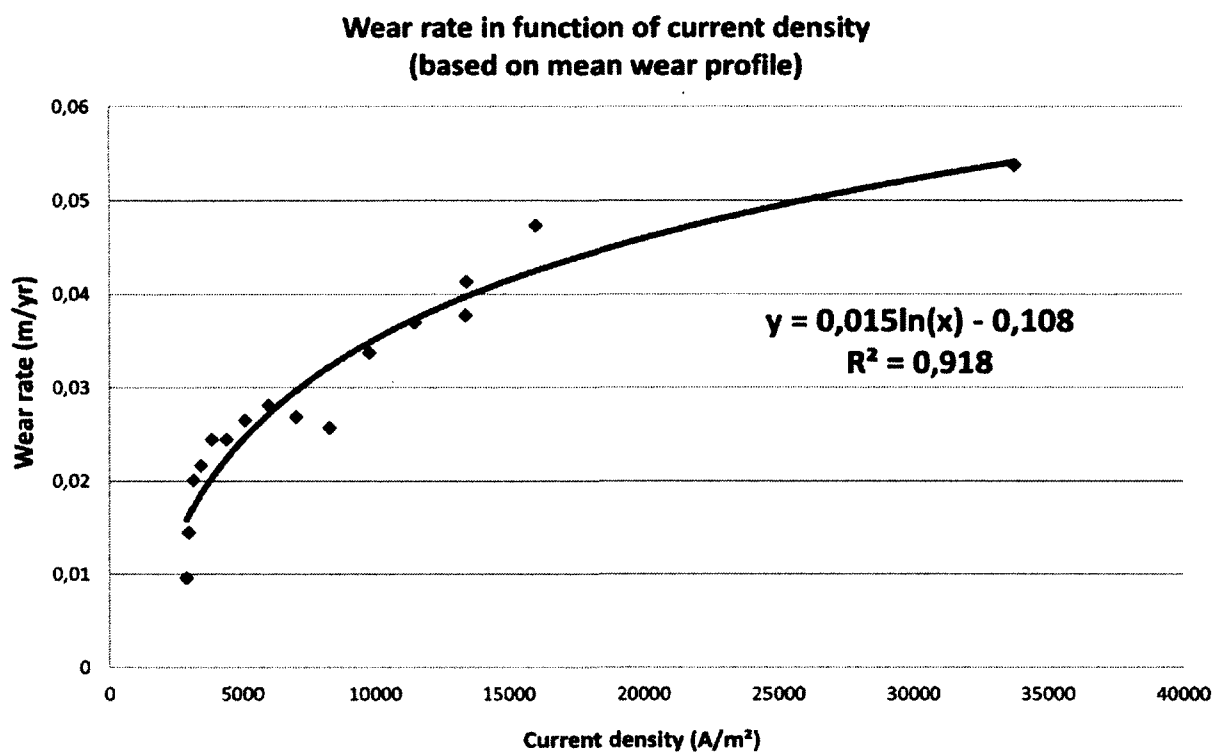


Figure 4.6 Correlation between the current density and the wear rate

Finally, it is noted that the calculation of the cathode lifetime rests on both the current density and the initial thickness of carbon (Figure 4.7).

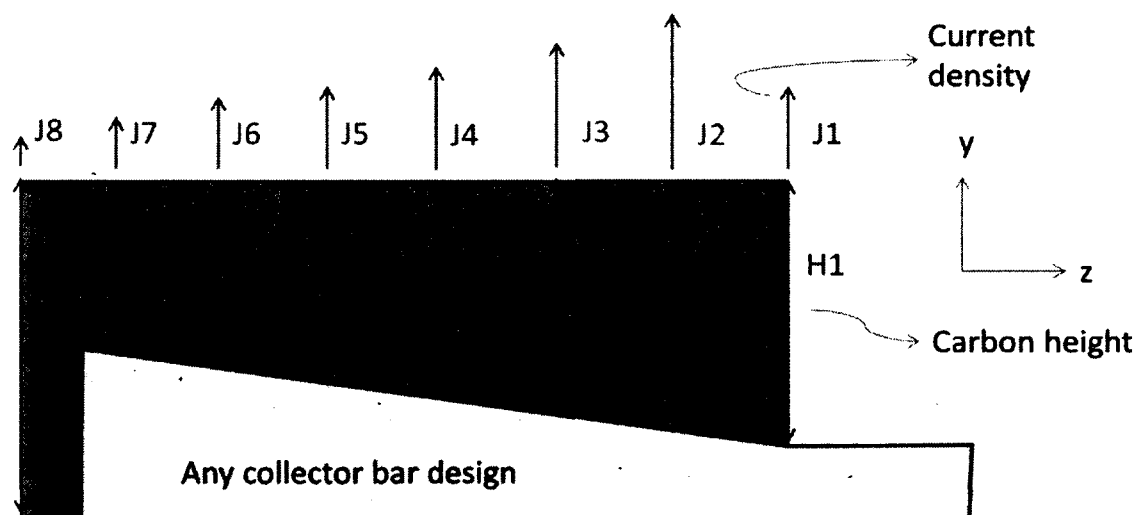


Figure 4.7 Schematic of the different variables needed for the lifetime prediction

The cathode lifetime may be expressed as :

$$\text{Cathode lifetime} = \text{MIN} \left(\frac{H(i)}{a \ln(j(i)) + b} \right) \quad (4.12)$$

The denominator in Eq.4.12 comes from the correlation identified in Figure 4.6.

From these results, it is found that the cathode lifetime of the actual design is 5,2 years with a maximum current density of 34 750 amp/m².

Reny and Wilkening [42] conducted experimental investigations on several electrolysis cells and found that the wear rate of the cathode remains constant over time. On the other hand, Dupuis [13] has observed that the wear rate increases as the cell ages. In order to elucidate this question, a series of simulations of successive one year time period was conducted with the present model. The initial wear rate was first determined from the current density distribution and so the eroded shape of the cathode could be predicted after one year of operation. The electric current density distribution was then recalculated for this one-year eroded block in order to determine the new distribution of the wear rate that would be retained for the second year. Calculations were then repeated in this manner for the second year and so on over a five year period. The resulting wear profile is presented in Figure 4.8.

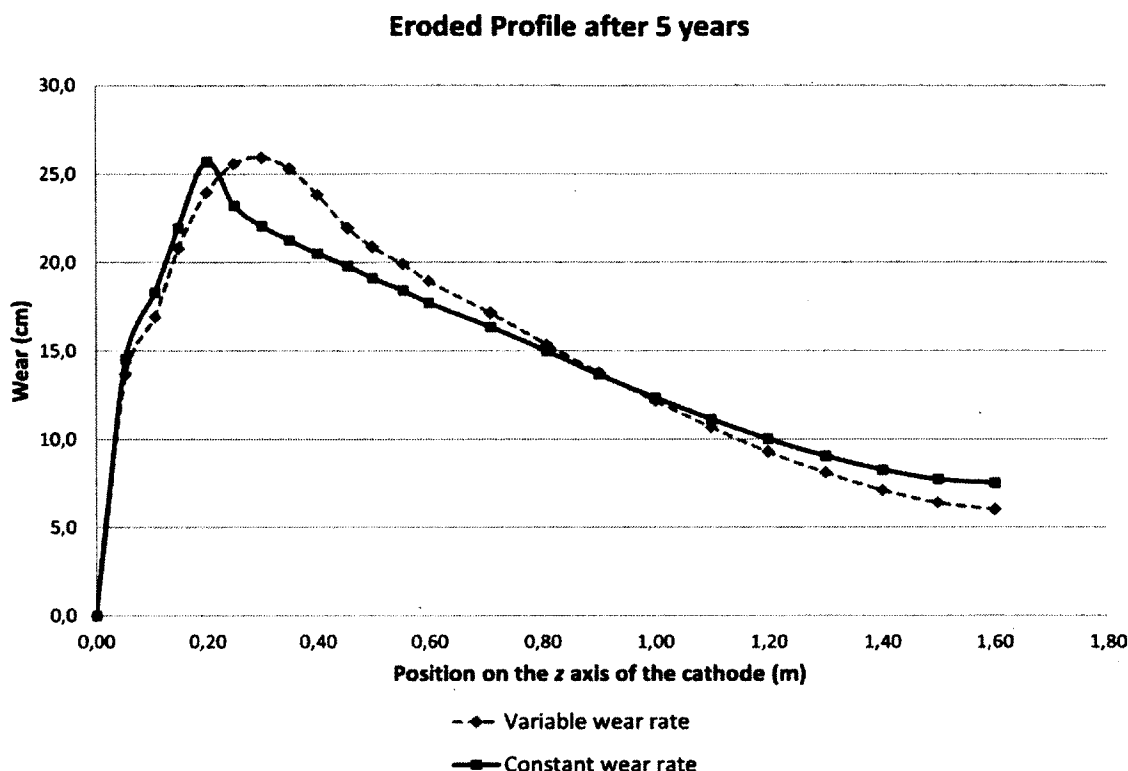


Figure 4.8 Wear as a function of the z-axis position on the cathode for a variable wear rate and a constant wear rate

Examination of this figure shows that the wear profile for the constant rate of wear is nearly similar to that of the variable rate thereby validating the assumption of a mean constant wear rate. The wear predicted with the variable wear rate strategy is however slightly accentuated towards the cell center. This phenomenon is due to the increased electrical resistance of the ledge, an effect that was ignored in Dupuis's study. Indeed, as the wear of the carbon block progresses, the surface area of the block exposed to the liquid aluminum cools down and the ledge profile is altered. Consequently, the peak electric current density shifts towards the cell center and so the cathode wear.

Optimization method

The objective of the present investigation is to determine the design of the collector bar inside the carbon block that will prolong its lifetime. This goal is achieved by making changes to the

shape of the cathode block so as to render the current density along the surface of the cathode as uniform as possible and to minimize the energy consumption.

Ten geometric parameters have been investigated, as illustrated in Figure 4.9. The range of these parameters is reported in Tableau 4-1.

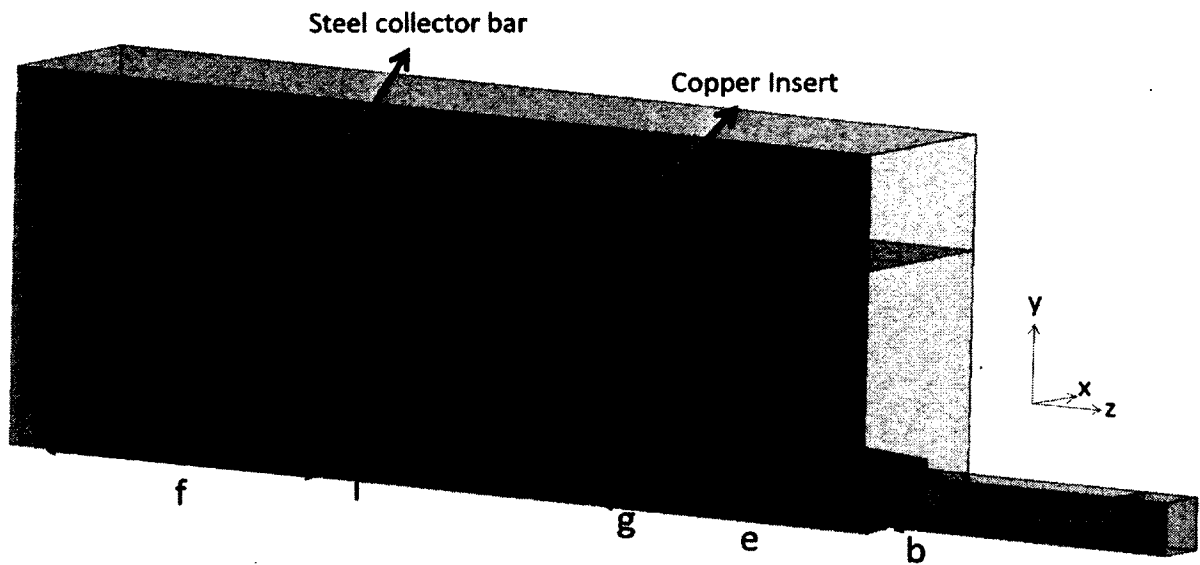


Figure 4.9 Schematic of the variable parameters in the optimization study

Tableau 4-1 Range of variation of the parameters in the study

Parameters	Lower bound (m)	Upper bound (m)
a	0.05	0.20
b	0.05	0.20
c	0.05	0.25
d	0.05	0.20
e	0.01	0.75
f	0.01	0.74
g*	0.01	0.15
h*	0.01	0.20
i*	0.01	0.15

j^*	0.01	0.20
-------	------	------

* These parameters are maintained to a minimum distance of 0,015 m from the steel collector bar

Making changes in the design of the cathode will of course affect the manufacturing of the electrolysis cell as well as its energy consumption. These effects are taken into account in the optimization process (Figure 4.10).

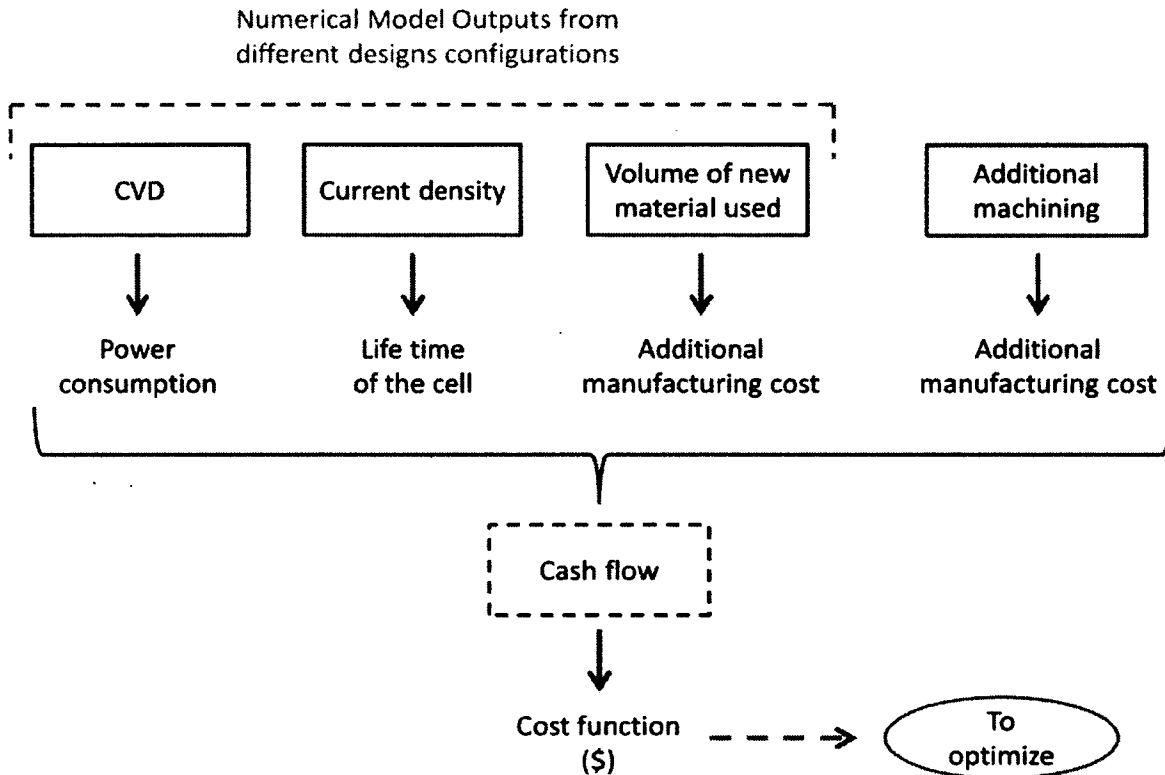


Figure 4.10 Schematic of the different outputs used in the optimization process of the cathode block

The purpose of the present economic analysis is to compare different designs based on the same criteria. The results must be seen as relative and not absolute since the economic factors are market and time-dependent. The design that depicts the best compromise between the CVD, the lifetime, and the amount of copper yields the biggest savings. The discussion of the results is based on a reference test case described as follows:

The best design is sought by maximizing the following cost function.

$$\text{Cost function : } AE_{save} = AE_{ref} - AE_{new} \quad (4.13)$$

AE_{ref} and AE_{new} account for all the costs (materials, manufacturing and energy consumption) regarding the reference and the optimized electrolysis cell respectively (Figure 4.11 and Figure 4.12).

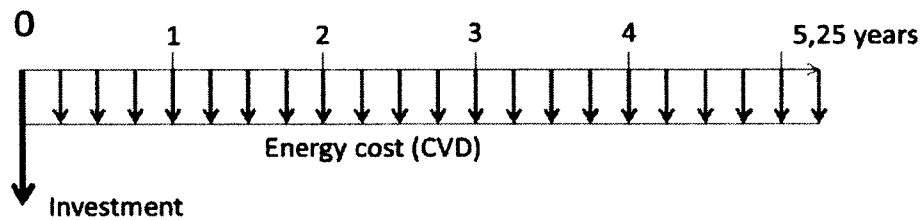


Figure 4.11 Schematic of the cash flow for the reference cell

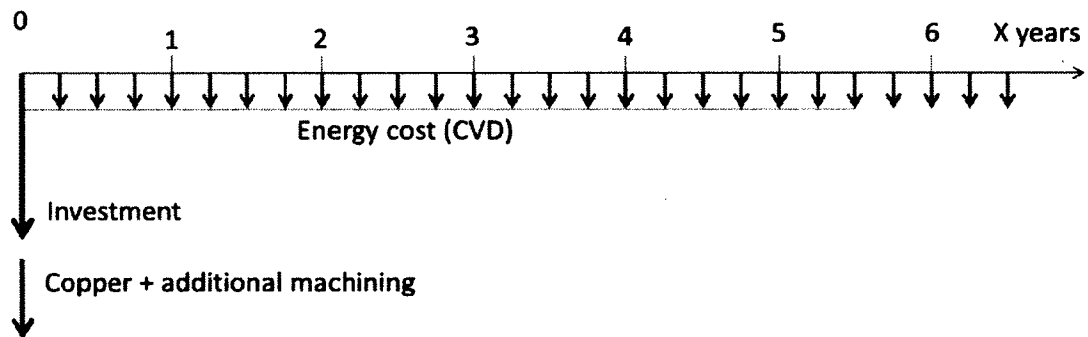


Figure 4.12 Schematic of the cash flow for the modified cell

When compiling the cost function, it was assumed (1) that the procurement and the starting of a cell cost 300 000 \$, (2) that the manufacturing costs of a modified cathode unit is 500 \$, (3) that the cost of copper is 8,0\$/kg, (4) that the cash flow is based on a MARR of 12% and (5) that the capitalization period is 0,25 years. Moreover, the cost of energy is estimated from

$$P \times nH \times CC = \text{Energy cost}(\$) \quad (4.14)$$

P is the power consumption, nH is the number of hours per time period and CC is the unit

electricity cost (0,05\$/kWh). The power consumption P is given by

$$P = VI \quad (4.15)$$

where V is the voltage from CVD and I the electric current flowing across the electrolysis cell.

Nearly 300 full simulations, requiring a total of about 215 hours of CPU time, were conducted in order to determine the optimum cathode block. This series of simulations was carefully planned according to the Central Composite Design enhanced sampling method. Three optimization methods were employed to find the optimum: a sampling method, a genetic algorithm method (MOGA) and a Lagrangian quadratic approximation method (NLPQL).

The predicted optimized dimensions of the cathode block are summarized in Tableau 4-2. The corresponding design is illustrated in Figure 4.13. The main results for the different criteria and the cost analysis are reported in Tableau 4-3. Results indicate that the savings per optimized electrolysis cell exceed 20 000\$.

Tableau 4-2 Parameter values of the optimal design

Parameters	Dimensions (m)
a	0.135
b	0.20
c	0.05
d	0.20
e	0.00
f	0.3
g	0.15
h	0.012
i	0.01
j	0.05

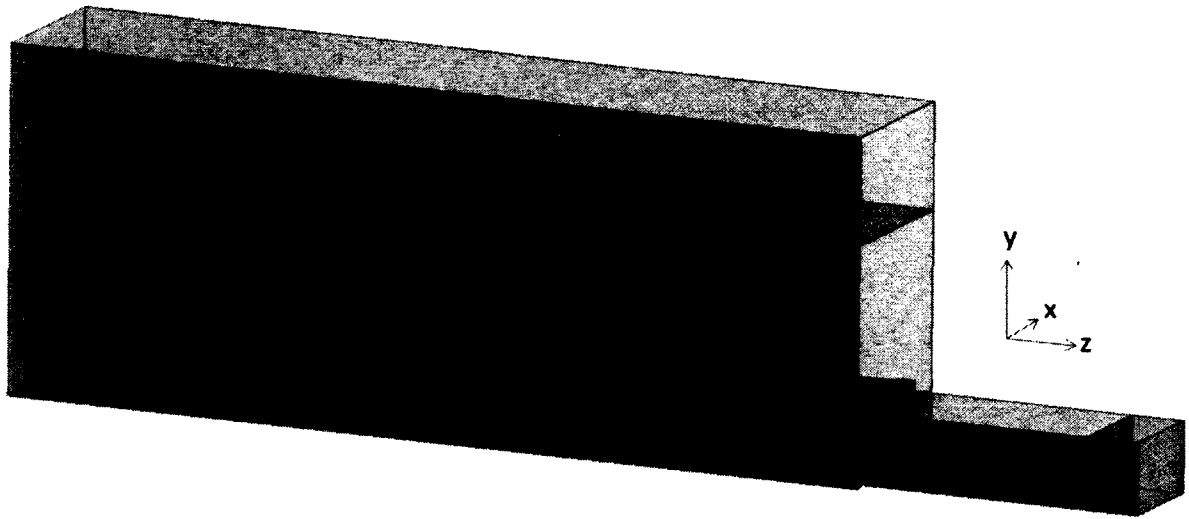


Figure 4.13 Optimal design of the cathode block

Tableau 4-3 Results from the optimal design

Model Output	Calculated value
CVD difference from Ref.	-0.093 V
Lifetime (% compared to Ref.)	+ 20 %
Copper volume	0.00193 m ³
AE economy from Ref.	+ 20 626 \$

Figure 4.14 compares the current density distribution in the optimized block to that of the reference block. It can be seen that current passing through the center of the optimized block is larger.

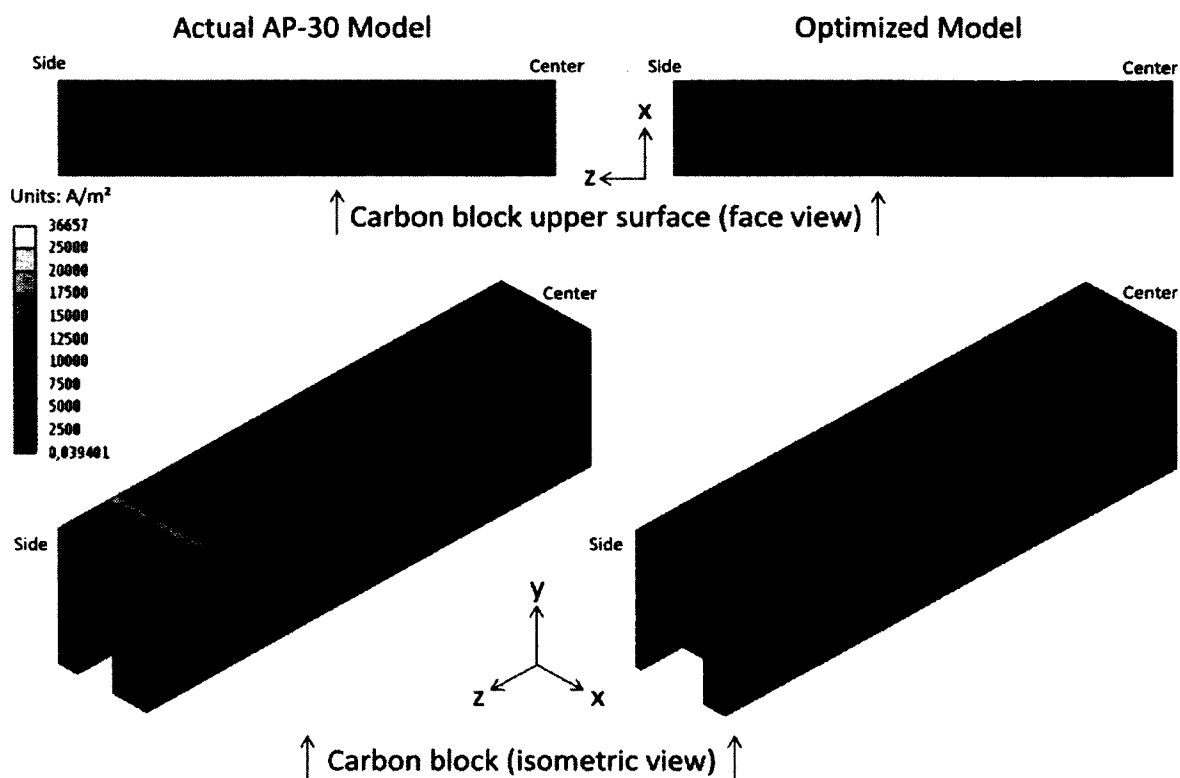


Figure 4.14 Current density distribution: reference block and optimized block. Upper view and isometric view

Due to the fact that the bar is wider and that there is a copper insert, the block is colder (Fig. 14). As a result, the ledge formation will be enhanced during electrolysis. Further research is needed in order to examine the impact of this design modification on the MHD behavior and on the operation of the cell.

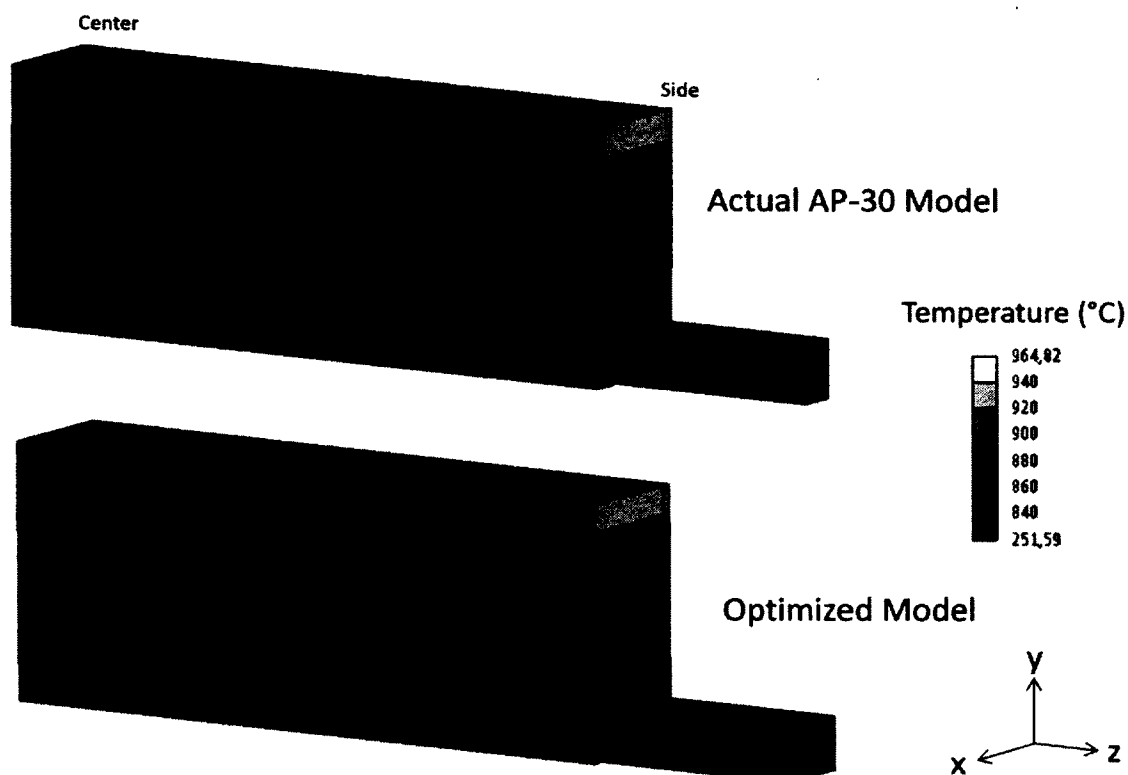


Figure 4.15 Temperature distribution: reference block and optimized block

Among the most influential parameters, it was found that:

- (1) The collector bar should be as wide as possible and the cross section of the copper at the exit of the cathode block should also be enlarged so as to reduce the CVD.
- (2) The height of the steel bar should be kept small (~ 10 cm) so as to increase the percentage of carbon material and therefore prolong the lifetime of the cathode.
- (3) As much copper as economically acceptable should be employed in the manufacturing of the cathode block. Its high electrical conductivity yields a uniform electric current density on the surface of the cathode and, as a result, prolongs its lifetime (**Erreur ! Source du renvoi introuvable.**).

The effect of some key design and operating parameters was also investigated. The results are summarized in Tableau 4-4 in terms of the percentage of savings defined as

$$\frac{AE_{save(i)}}{AE_{ref(i)}} \times 100 = \% \text{ of economy (i)} \quad (4.16)$$

Tableau 4-4 Results of the sensitivity analysis performed with the optimum cathode block

Variant	\$ Annual economy	% of economy
Basic optimization (previous calculations)	20 625	18 %
Lifetime correlation built according to Side B of the block of figure 6 instead of the mean of Side A and B. (Accelerated wear)	21 948	17 %
Additional machining of 250\$ /block instead of 500\$/block	21 767	19 %
Additional machining of 1000\$/block instead of 500\$/block	18 343	16 %
0,06 \$ / kWh instead of 0,05\$ / kWh	23 333	19 %
0,04 \$ / kWh instead of 0,05\$ / kWh	17 981	16 %

It is seen in Tableau 4-4 that the savings for an optimized cathode block become increasingly attractive as the cost of electricity increases.

With respect to the reference model, the optimal design yields a more uniform current density (UCD) at the surface of the block. As a result, the lifetime of the cathode block is prolonged by 20%. Moreover, based on a previous study that correlates the UDC to the cell stability, one can expect that the optimum design will permit a smaller anode-cathode distance thereby reducing the cell energy consumption. This benefit was not taken into account in the present cost function.

Finally, it is expected that the CVD will vary with time. Calculations conducted for the reference model have shown a 2% difference between the CVD of a new block and that of a 5 year old eroded block. The effect of the CVD variation on the cost function was also neglected

in the present study.

CONCLUDING REMARKS

A numerical model was developed for simulating the electric current distribution and heat transfer inside the cathode block of an AP-30 aluminum electrolysis cell. The model was then thoroughly used to determine the optimum shape of the cathode block. The optimum shape is the design that makes the electric current density on the surface of the cathode block as uniform as possible so as to prolong its lifetime and minimize its energy consumption. Results have shown that by making some changes to the design of the cathode, annual savings of up to 21 000 \$ per electrolysis cell may be achieved. For a typical industrial facility that operates 360 electrolysis cells, these savings amount to more than 7 500 000 dollars per year

CHAPITRE 5 CONCLUSION

L'étude présentée dans ce mémoire a traité de l'élaboration d'un modèle numérique thermoélectrique visant l'optimisation d'un bloc cathodique en vue d'uniformiser la densité de courant. Ce même modèle mesure à la fois les impacts de différents paramètres de design sur la durée de vie d'une cuve et sur sa consommation énergétique. Cette étude a révélé qu'une économie annuelle d'environ 21 000 \$/cuve peut être envisageable avec la géométrie optimale trouvée. De plus, une meilleure uniformisation de la densité de courant peut entraîner une augmentation de la durée de vie de plus de 75 %, le tout sans augmenter la consommation énergétique du bloc. Ce modèle prouve de façon quantitative qu'il est possible d'uniformiser la densité de courant tout en diminuant la consommation énergétique, traitant simultanément deux problèmes importants associés à la cathode.

Cette étude effectue un pas en avant dans le domaine de la recherche sur l'amélioration du procédé d'électrolyse de l'aluminium et ce, grâce à l'élaboration d'une corrélation mesurable entre le taux d'érosion et la distribution de la densité de courant à la surface du bloc cathodique. Un modèle numérique thermoélectrique réalise une optimisation du design d'une cathode selon divers paramètres variables et y évalue le potentiel économique associé à chaque configuration.

Le modèle conçu permet de quantifier, à l'intérieur d'un critère économique, les bienfaits associés à l'uniformisation de la densité de courant par l'entremise de l'augmentation de la durée de vie que celle-ci entraîne. Certains travaux ont démontré que la stabilité magnétohydrodynamique, étroitement liée à la chute de voltage à travers l'électrolyte et à l'uniformisation de la densité de courant, se trouve améliorée. Toutefois, cet aspect n'est pas tenu en compte dans les critères d'optimisation de la présente étude. L'ajout d'une analyse magnétohydrodynamique au modèle numérique donnerait ainsi un poids plus important à l'uniformisation de la densité de courant dans l'évaluation économique des différents designs. Un volet expérimental, quoique souvent coûteux, représenterait également une belle avenue pour l'amélioration du modèle.

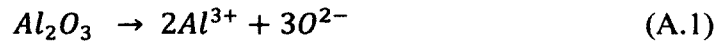
Une limitation majeure du modèle origine de la corrélation élaborée entre la densité de courant et la durée de vie du bloc qui n'est valide que pour le matériel de carbone graphitisé. L'utilisation d'un autre matériel cathodique dans le processus d'optimisation nécessiterait le calcul d'une nouvelle corrélation à partir de données provenant des blocs à l'étude. Certaines hypothèses faites au cours de l'étude entraînent également des limitations. En particulier le fait que les propriétés thermiques et électriques des différentes composantes sont considérées constantes avec le temps d'opération. La diffusion chimiques de certaines espèces, la formation de fissures, etc. peuvent modifier les propriétés des matériaux au cours des années. Ces hypothèses sont questionnables quant à leur impact sur les résultats. Bien que les valeurs monétaires obtenues soient probablement différentes en corrigeant ces limitations, les designs optimaux résultants risqueraient de se ressembler.

ANNEXE A – CADRE DE RÉFÉRENCE

Électrolyse de l'alumine – Production d'aluminium

L'aluminium fait partie des éléments les plus abondants de la croûte terrestre. Toutefois, étant très réactif, on ne le retrouve pas sous son état pur. La bauxite est extraite du sol pour ensuite être transformée en alumine à partir du procédé Bayer. La molécule d'alumine étant Al_2O_3 , le procédé d'électrolyse isolera ensuite l'aluminium de l'oxygène pour ainsi pouvoir utiliser ce métal dans son état pur. Une cuve d'électrolyse est composée d'une anode et d'une cathode en carbone séparées par une couche d'électrolyte dans laquelle est dissoute l'alumine. Le passage d'un très fort courant entre ces électrodes permet à la réaction chimique d'isoler l'aluminium de l'oxygène. Le procédé d'électrolyse de l'aluminium peut se résumer de façon simplifiée à la dissolution d'un soluté (alumine) dans une solution (électrolyte) pour ensuite mener aux réactions chimiques suivantes :

Dissolution de l'alumine dans l'électrolyte fluoré (représentation simplifiée)



Passage du courant électrique :

À la cathode



À l'anode



Résistivité électrique des matériaux

Les divers matériaux constituant la cuve d'électrolyse de l'aluminium offre une certaine résistance au passage du courant, dissipant ainsi une certaine quantité d'énergie sous forme de chaleur par effet Joule [5]. La puissance dissipée est calculée par l'équation A.4.

$$Puissance = Résistance * (Intensité du courant)^2 \quad (A.4)$$

Un conducteur, telle la barre conductrice en acier, voit sa résistance augmenter avec l'augmentation de température tandis qu'un moins bon conducteur, tel le carbone du bloc cathodique, subit l'inverse [5,12].

Certains matériaux constituant la cathode voient leur résistivité électrique augmentée ou diminuée avec l'âge de la cuve comme il a été démontré dans les travaux de W.E Haupin vers les années 1975 [20]. Le bloc de carbone peut voir sa résistivité diminuer jusqu'à 20 % sur la durée de vie d'une cuve [50]. L'acier de la barre collectrice peut voir sa résistivité électrique augmenter d'environ 5 % en 4 ans relatif à la diffusion de molécules de carbone et

d'aluminium dans le matériau. Cependant, la résistance du contact entre la barre et la fonte et entre la fonte et le carbone, se détériore grandement avec le temps pouvant subir une augmentation jusqu'à 200 % en 3 ans. Outre la qualité du contact, la résistivité du bloc cathodique peut être affectée par la diffusion de sodium ou par la présence de fissures dans le matériel, la façon d'opérer la cuve peut également jouer un rôle [24,33].

Chute de tension

Afin de faire passer un courant à travers une résistance, une chute de tension y est nécessairement associée. Cette chute de tension est directement liée à la consommation énergétique du procédé. L'industrie veut donc que cette quantité soit la plus petite possible. Par exemple, pour une cuve type du procédé Hall-Héroult, il peut y avoir une chute de tension totale d'environ 4,2 V, dont approximativement 2,2 V servent directement pour le procédé de réduction électrochimique, le reste est dissipé par effet Joule [19] soit :

- Environ 300 mV au niveau de la cathode
- Environ 400 mV au niveau de l'anode
- Environ 1300 mV au niveau de l'électrolyte

Sur cette quantité d'énergie perdue par effet Joule, environ la moitié est nécessaire pour conserver l'équilibre thermique de la cuve, le reste est considéré comme perte énergétique.

Transfert de chaleur

Le fort courant électrique traversant des matériaux résistifs crée une source de chaleur. Le comportement du transfert de chaleur dans la cuve peut être traduit par la première loi de la thermodynamique [54] qui stipule la conservation de l'énergie. De la chaleur est perdue par conduction à travers les différents matériaux de la cuve jusqu'aux différentes parois où un flux de chaleur quitte en convection dans l'air ambiant et en rayonnement sur les surfaces voisines. L'épaisseur de la couche solidifiée du bain d'électrolyte sur les parois régule l'équilibre thermique dans la cuve. L'électrolyte qui est un mélange a une température de fusion qui se situe entre 940°C et 960 °C. La température d'opération d'une cuve est d'environ 965 °C. Plus la cuve se refroidit, plus la couche de gelée d'électrolyte formée sur la paroi latérale, qui est un isolant thermique, s'épaissit, diminuant ainsi les pertes de chaleur jusqu'à ce qu'un équilibre se crée. L'inverse est également vrai, plus la cuve s'échauffe, plus l'épaisseur de gelée diminue, libérant ainsi davantage de chaleur. Il est également important de minimiser les pertes de chaleur par la barre collectrice afin de conserver l'équilibre thermique de la cuve. C'est pourquoi le fond de la cuve est isolé avec des matériaux prévus à cet effet. La Figure A. 1 montre la répartition des pertes thermiques d'une cuve selon Jiaming et coll. [23].

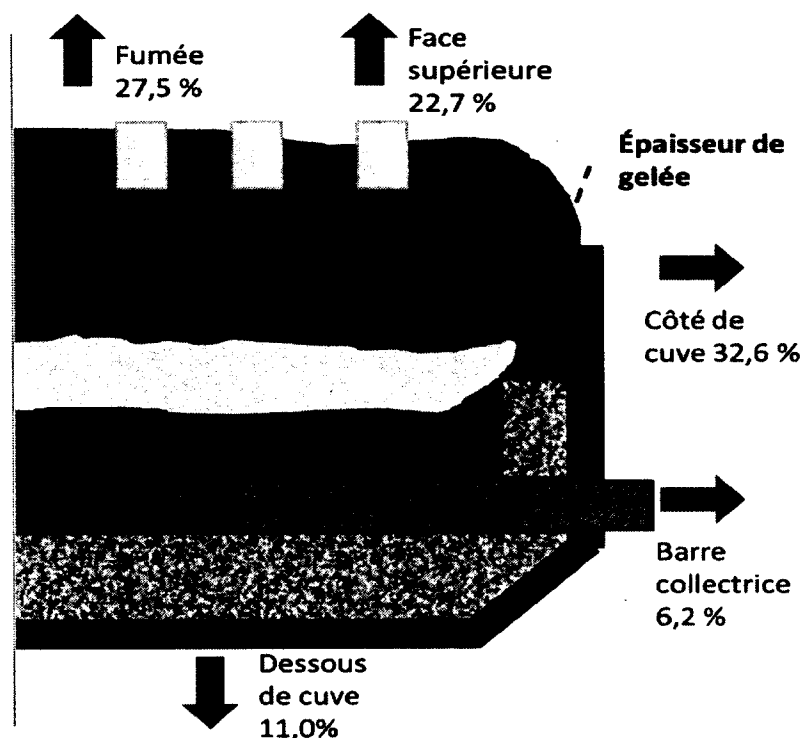


Figure A. 1 Répartition des pertes thermiques de la cuve d'électrolyse selon Jiaming et coll.

Une perte de chaleur trop élevée de la nappe de métal liquide vers le bas côté pourrait encourager la formation de gelée dans le fond de la cuve provoquant ainsi des perturbations dans le mouvement du liquide et dans la trajectoire du courant. Par exemple, l'incorporation d'une tige de cuivre plus conductrice de chaleur dans la barre collectrice doit être amenée avec prudence, étant donné l'augmentation des pertes de chaleur que celle-ci engendre [21].

Des études ont été menées pour calculer la répartition de la température dans la cuve en résolvant l'équation de la chaleur. Les résultats obtenus ont démontré que la cathode, l'électrolyte liquide et l'aluminium conservent à peu près la même température sur tout leur volume lorsque la cuve est en régime établi. Cependant, la barre collectrice de la cathode voit sa température varier de façon non négligeable sur son volume puisqu'elle est en partie dans la cuve et en partie à l'extérieure. Comme la résistivité électrique varie en fonction de la température, il est important de tenir compte de cette variabilité lors d'analyses concernant la chute de tension associée à la barre collectrice de courant selon Moraru [35].

Non-uniformité de la densité de courant

Dans une cuve, le courant n'est pas réparti de façon uniforme sur tout le volume [25,36]. Ceci vient du fait que les électrons passent par le chemin le moins résistif. Par exemple, comme le bain d'électrolyte est très résistif, le courant y passe à travers en ligne droite. Tandis que dans l'aluminium qui est très peu résistif, il se déplacera avec une certaine composante horizontale de façon à se rapprocher de la sortie de courant correspondant à l'extrémité extérieure de la barre collectrice, le tout dans le but de minimiser la résistance électrique totale de la trajectoire

du courant [4]. Ce phénomène est imagé par le schéma de la Figure A. 2. Selon Sorlie [50], il a été montré qu'environ 50 % du courant passe par le tiers le plus près de l'extérieur de la barre collectrice. Ce qui veut dire que peu de courant passe par le centre de la cathode d'où la non-uniformisation de la densité de courant sur la largeur du bloc.

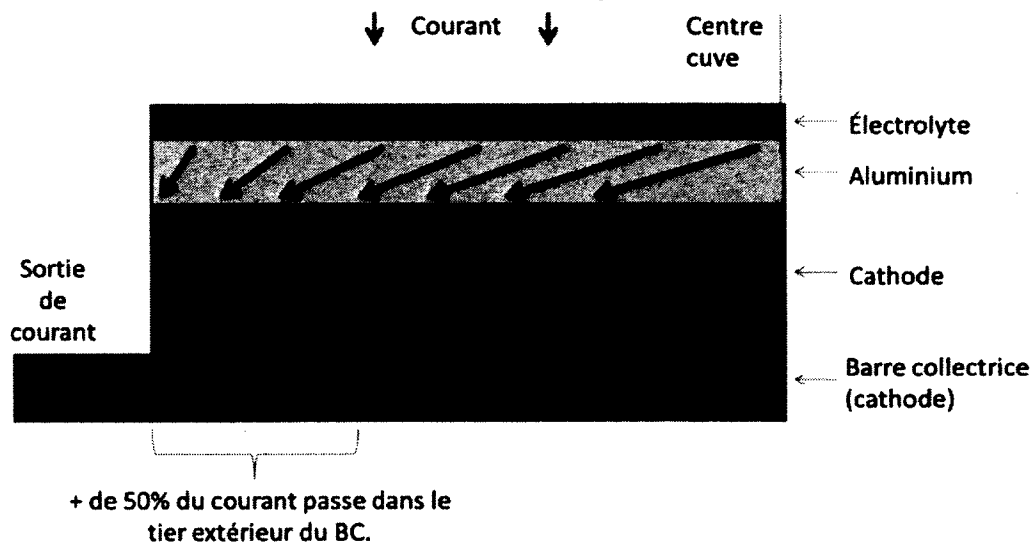


Figure A. 2 Représentation de la non-uniformité de la densité de courant dans une cuve

Au cours des dernières années, l'industrie s'est tournée vers des blocs moins résistifs, 100 % graphite recuit, ce qui a pour effet, entre autres, de diminuer la chute de tension cathodique, effet recherché au niveau de la réduction des coûts d'opération. Cependant, ce phénomène amène sa part de désavantages, soit l'inconvénient majeur de moins bien distribuer le courant à la surface de la cathode, ce qui réduit sa durée de vie en raison de l'érosion électrochimique accélérée [13]. Également, comme il s'agit d'un grade de carbone plus tendre, il est également plus sensible à l'érosion mécanique.

Érosion électrochimique

Un des facteurs important pouvant entraîner la fin de vie d'une cuve est l'érosion du carbone composant le bloc cathodique. Au cours des dernières années, plusieurs travaux cherchent les facteurs à l'origine de ce phénomène [10,11,38,47,50,53,61]. La surface de la cathode subit entre autres de l'érosion mécanique en raison des mouvements de liquide à l'intérieur de la cuve. Comme la vitesse n'est pas très élevée, le mouvement du liquide n'est pas le facteur majeur de l'érosion du bloc. Ce dernier subit une érosion électrochimique qui constitue un facteur limitant de la durée de vie de la cuve. Celle-ci est proportionnelle à la densité de courant en un point sur la surface de la cathode [35]. Plus le carbone utilisé dans la cathode est conducteur, moins la distribution de la densité de courant est bonne. Dans ce cas, le taux d'érosion est plus rapide dans la zone de concentration de courant. C'est le cas du bloc graphitisé qui est moins résistif; il voit son taux d'érosion plus grand que des blocs en anthracite par exemple. Comme le courant se concentre majoritairement le plus près de la sortie de courant, la surface de la cathode s'use prématurément à cet endroit. La forte corrélation entre le profil de distribution de densité de courant théorique et le profil d'érosion

des blocs analysés à l'aluminerie Alouette de Sept-Îles est bien ciblée dans l'article de Reny et Wilkening [42]. Cette érosion entraîne des arrêts prématurés de cuve et un coût économique et environnemental important. Plus la durée de vie d'une cuve est élevée, meilleure est la productivité et moins de déchets nuisibles sont rejetés. Il est cependant difficile de déterminer le taux d'érosion d'un bloc pour plusieurs raisons illustrées par Tabereaux [53] :

- L'érosion n'est pas uniforme sur toutes les cathodes de la cuve.
- Le taux d'érosion varie linéairement dans les 1600 premiers jours et n'est pas linéaire sur toute la durée de vie de la cuve.

Cette dernière affirmation a été contredite par l'étude de Reny et Wilkening affirmant que le taux d'érosion de leurs cuves expérimentales était constant avec le temps. Lorsque l'érosion forme un trou à la surface de la cathode, s'il n'y a pas de gelée qui se forme dans le trou, le taux d'érosion s'accélère à cet emplacement dû au fait que davantage de courant passe à cet endroit devenu moins résistif et enclenche une instabilité dans la zone. (Ceci sera analysé dans l'étude présentée dans ce mémoire, se référer à la Figure 4.8.)

Interaction du champ magnétique

En raison de la forte intensité de courant traversant les barres de liaison entre les cuves (les barres omnibus) et du courant traversant la cuve elle-même, un champ magnétique est créé. La composante majeure de ce champ magnétique est verticale à l'endroit de la couche d'aluminium liquide. La non-uniformisation du courant dans cette même couche amène une composante horizontale du courant. Selon la théorie électromagnétique des forces de Lorentz, lorsqu'un courant traverse un champ magnétique avec une composante perpendiculaire à celui-ci, une force est ainsi créée. Dans le cas de la cuve, cette force est traduite par la mise en mouvement du métal liquide dans une cavité à surface libre, la cuve, créant ainsi des vagues indésirables. Plusieurs travaux de recherche ont développé des modèles permettant de comprendre ce phénomène magnétohydrodynamique [14,40,48,49]. Ce phénomène n'est pas le seul à avoir un impact sur la formation des vagues; la gelée dans le fond de la cuve et la formation des bulles de CO_2 sous l'anode le sont également [3,8].

Court-circuit et distance anode-cathode (ACD)

Les vagues créées à l'intérieur de la cuve peuvent apporter un certain problème de fonctionnement. L'aluminium liquide, très peu résistif, peut entrer en contact avec l'anode en raison d'une vague et ainsi créer un court-circuit dans la cuve. Le courant, au lieu de passer dans le bain d'électrolyte résistif, nécessaire au procédé de transformation, passera dans l'aluminium. Il y a donc une perte de l'efficacité du procédé. Afin de pallier ce problème, l'épaisseur du bain d'électrolyte est augmentée. Ceci cause par le fait même des pertes énergétiques additionnelles puisque le courant aura un plus long parcours à faire dans ce milieu hautement résistif. La majeure partie des pertes globales de la cuve est due à cette épaisseur d'électrolyte qui est très résistive. Il faut donc tenter d'avoir la plus petite épaisseur d'électrolyte possible tout en s'assurant qu'elle soit assez épaisse pour que les vagues d'aluminium ne provoquent de court-circuit.

De plus, la distance anode-cathode doit être assez grande afin de limiter les réactions de réoxydation. Si les produits de réaction de la cathode sont proches des produits de réaction de l'anode, la réaction inverse peut se produire ce qui diminue l'efficacité du procédé [21,45]. Lorsque le métal entre en contact direct avec l'oxygène, une réaction exothermique s'en suit, constituant du même coup une production de chaleur non-nécessaire. C'est pourquoi l'industrie cherche sans cesse le meilleur compromis associé à la distance anode-cathode; favoriser l'efficacité du courant (ACD élevé) au détriment de la chute de voltage ou l'inverse.

Modélisation numérique

Des théories concernant les phénomènes physiques expliqués précédemment existent et permettent ainsi d'étudier ces phénomènes de façon analytique ou numérique. Vue la complexité d'une cuve d'électrolyse, les analyses numériques sont nettement favorisées. Des modèles par volumes finis ou éléments finis permettent d'analyser la plupart des phénomènes associés à la cuve [8,15,16,27,42,54]. Les équations de conservation de la chaleur, les équations de Maxwell résolvant le champ électrique et toutes les autres équations concernant les études magnétohydrodynamiques peuvent régir le comportement entre les différents éléments du modèle et ainsi permettre de connaître la température, le voltage, la vitesse et d'autres variables en chaque nœud. La modélisation numérique par éléments finis est utilisée dans ce projet à travers une analyse thermoélectrique détaillée dans le Chapitre 4. Le grand avantage de la modélisation numérique est qu'il est peu coûteux comparativement à une analyse expérimentale. Elle permet également de lire des résultats du modèle à des endroits difficilement mesurables lors d'expériences et peut également permettre d'obtenir des résultats dans un temps moindre. Toutefois, plusieurs hypothèses doivent être faites, c'est pourquoi il faut rester critique face aux différentes conclusions.

ANNEXE B – ANALYSES ET RÉSULTATS SUPPLÉMENTAIRES

Des analyses supplémentaires ont été menées à partir de variantes du modèle présenté au chapitre 4, celles-ci ont fait l'objet de la publication de la présente annexe.

B.1 Avant-propos

Auteurs (Tous de la faculté de Génie de l'Université de Sherbrooke) :

- Mathieu Blais, étudiant M.Sc.A.
- Martin Désilets, Ing., Ph.D, Professeur
- Marcel Lacroix, Ing., Phys., Ph.D, Professeur

Date d'acceptation : 5 novembre 2012, publication dans TMS 2013.

Contribution au mémoire :

Le modèle de base permettant l'optimisation du bloc cathodique selon plusieurs paramètres a fait l'objet d'un article constituant le chapitre 3 du présent mémoire. À partir de ce même modèle, il est possible d'étudier l'optimisation du bloc selon différentes contraintes et selon différents objectifs. Le présent article fait un bref résumé du modèle d'optimisation pour ensuite ajouter différentes analyses. Les résultats sont davantage orientés vers l'industrie.

Titre : **Économie d'énergie dans le procédé d'électrolyse de l'aluminium : impact du design du bloc cathodique**

La non-uniformité de la distribution du courant à travers la cuve d'électrolyse de l'aluminium est responsable d'une partie des pertes énergétique associée à l'opération, affectant autant l'économie que l'environnement. La mauvaise distribution du courant dans la cuve entraîne une usure prématurée de la cathode et induit des instabilités magnétohydrodynamiques dans les liquides de la cuve. L'étude présentée dans cet article s'attaque à ce problème en examinant les effets du design de la cathode sur cette distribution de courant. Une méthode numérique basée sur les éléments finis est développée et employée pour déterminer le design optimal de la cathode, c'est-à-dire, le design qui minimise les pertes énergétiques et qui maximise la durée de vie de la cuve. L'effet de différents paramètres sur la distribution du courant est souligné de même que leurs impacts économiques sur l'opération d'une telle cuve.

B.2 Article scientifique

ENERGY SAVINGS IN ALUMINUM ELECTROLYSIS CELLS: EFFECT OF THE CATHODE DESIGN

Mathieu Blais¹, Martin Désilets¹, Marcel Lacroix¹

¹Faculté de Génie, University of Sherbrooke, 2500, boul. de l'Université, Sherbrooke (Quebec), Canada J1K 2R1

Keywords: Aluminum electrolysis cell, cathode wear, current distribution, thermal-electric analysis, design optimization

Abstract

Non uniform current distribution inside aluminum electrolysis cells is responsible for energy losses, a phenomena impacting on both the economy and the environment. Indeed, non uniform distribution induces premature wear of the cathode surface and triggers magneto-hydro-dynamic instabilities in the molten aluminum of the cell. The present study addresses this problem by examining the effect of the cathode shape and design on the current distribution. A computational methodology based on a finite element method is developed. It is then employed to determine the optimal cathode design, i.e., the design that minimizes the energy losses and maximizes the lifetime of the cell. The effect of various design parameters on the current distribution is highlighted. Their economic impacts on the operation of the cell are also assessed.

Introduction

Non uniform current densities inside electrolysis cells contribute to the reduction of their lifetime. Not only are these currents responsible for the presence of undesirable wavelets at the electrolyte/aluminum interface, but they also accelerate the electrochemical erosion of the cathode.

The present paper examines this erosion problem from the design point of view of the cathode block. A three dimensional finite element model for the cathode of an AP-30 cell is first developed. The model is then used to investigate the effect of the current density inside the cathode on its erosion rate (Figure B. 1). These findings will lead to a predictive model for the lifetime of the cathode. Design modifications for the collector bar/cathode block assembly are then proposed and their economic impacts on the operation of the cell are assessed.

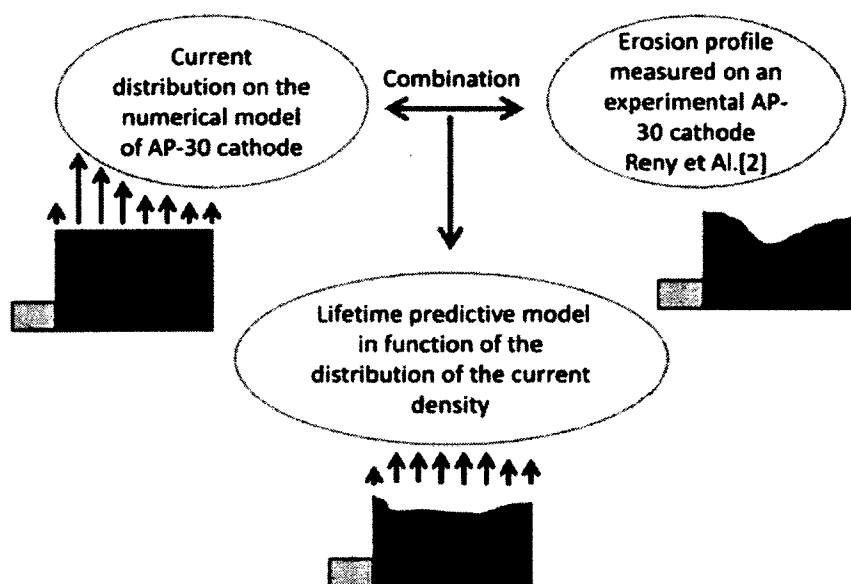


Figure B. 1 Schematic representation of the method used to investigate the effect of the current density on the lifetime of a block

Litterature review

The main factors responsible for the premature erosion of cathode blocks inside electrolysis cells are thoroughly discussed in Sorlie [52]. According to Reny et al. [42], the erosion of the cathode is dictated by the electric current flowing at its surface. On the other hand, the magneto-hydrodynamics studies conducted by Das et al. [9] and Li et al. [28] have shown that the non uniform current density inside the molten metal also play a role on the magneto-hydro-dynamic (MHD) instabilities of the cell. Von Kaenel et Antille [60] have examined the effect of the shape of the cathode on the electric stability of the metal and have proposed a design that makes the current density more uniform throughout the entire cell. None of these studies however have been able to clearly establish the relation between the current density and the erosion rate of the cathode.

Dupuis [13] has tackled this problem and came up with a correlation for the lifetime of a cathode block in terms of the current density. This correlation, which rests on the overall current density, predicts the maximum erosion rate. It ignores however the erosion profile along the cathode length. The intent of the present paper is to remedy this shortcoming by proposing a full thermo-mechanical model for the erosion of the cathode and to use it to assess the economic potential of various designs aiming at uniformizing the current density at the cathode surface.

Numerical Model

A schematic of the block assembly for an AP-30 cell is depicted in Figure B. 2. The numerical grid comprises 270 000 parallelepipedic finite elements of 2 cm edge. The collector bar is made of carbon steel sealed with cast iron. The cathode block is made of graphitized carbon. The liquid at the cathode surface, which is a mixture of liquid aluminum and ledge, is

represented by a layer of what we call a pseudo-material. The thermal as well as the electric properties of the pseudo-material are the temperature dependent properties, reflecting the properties of molten aluminum at higher temperatures and that of the ledge at lower temperatures.

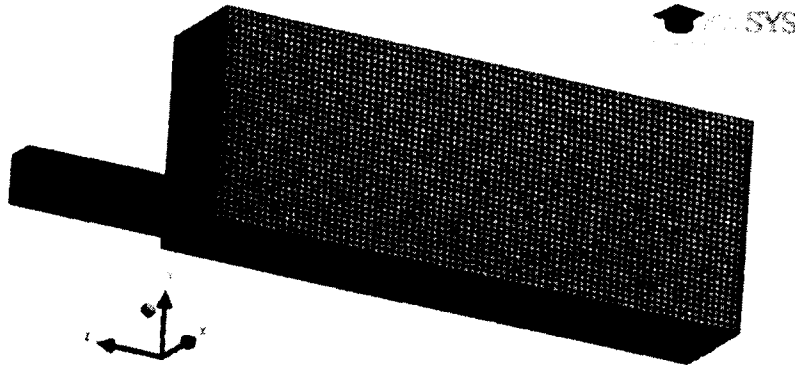


Figure B. 2 Schematic representation of the cathode for an AP-30 cell

Based on the aforementioned observations, the governing equations for the conservation of energy and of the electric charge may be stated as:

$$\rho c \left(\frac{\partial T}{\partial t} + \{VT\}^T + \{L\}T \right) + \{L\}^T \{q\} = \ddot{q} \quad (\text{B.1})$$

$$\nabla \left[\{J\} + \left\{ \frac{\partial D}{\partial t} \right\} \right] = 0 \quad (\text{B.2})$$

Where ρ is the density; c is the specific heat; T is the temperature; t is the time; VT is the velocity vector; L is a vector operator for partial derivate; q is the heat flux vector; \ddot{q} is the heat generation rate per unit volume representing the Joule effect; J is the total current density vector and D is the electric flux density vector.

The above equations are subjected to the boundary conditions identified in Figure B. 3 and summarized in Tableau B. 1.

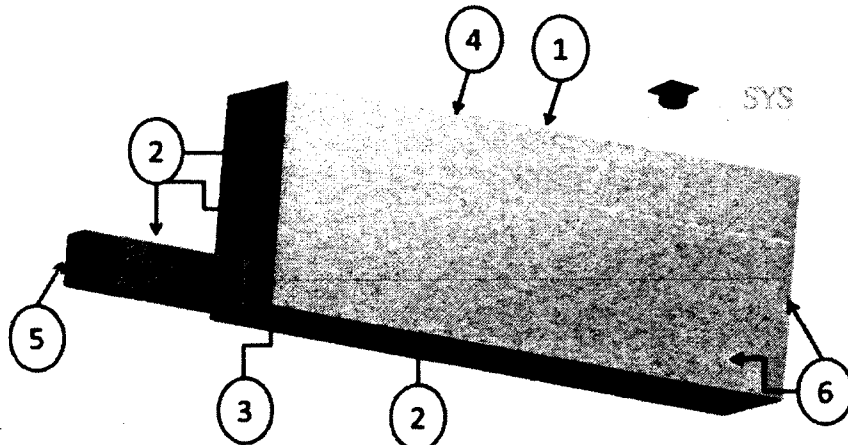


Figure B. 3 Identification of the boundaries

Tableau B. 1 Boundary conditions

1	Fixed temperature.
2	Convection heat transfer.
3	Fixed electric contact resistance at the sealed joint.
4	Fixed voltage.
5	Fixed current.
6	Symmetry for heat transfer and electric current.

Once the temperature and the electric current distributions have been predicted from the numerical solution of Eqs. (B1-B2), the erosion profile of the cathode (and therefore its lifetime) may be determined from the current density versus erosion profile measured at Alouette Aluminum Co. by Reny et al. [42] (Figure B. 4).

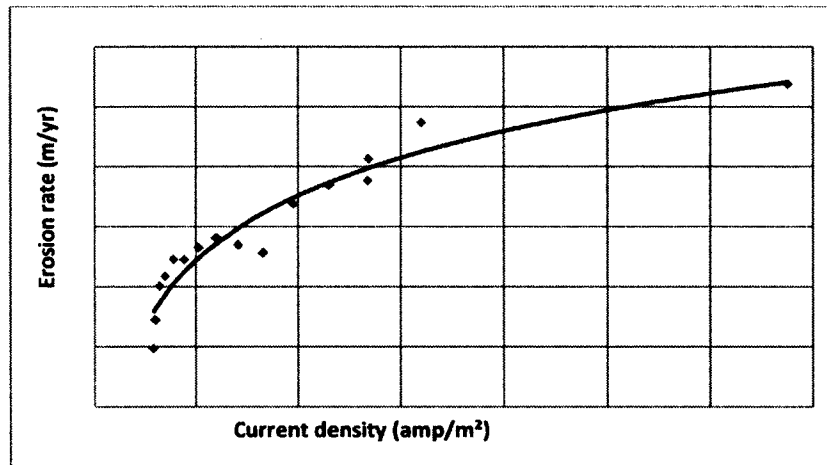


Figure B. 4 Erosion rate versus current density for a cathode

For the sake of the present analysis, it is assumed that the erosion rate and the CVD remain constant for the entire lifetime of the cathode. Additional analysis considering variable erosion rate showed minor differences and almost no impact on the prediction of the cell life.

Optimization model

The aim of the optimization analysis is to find the design for the collector bar/cathode block assembly which yields the most uniform current density, i.e., the current density that maximizes the lifetime of the cathode (Figure B. 4). Moreover, the analysis takes into account the economic aspects by maximizing the following cost function.

$$AE_{economy} = AE_{AP-30 \text{ Ref Model}} - AE_{modified \text{ model}} \quad (B.3)$$

The cost function accounts for the construction and the start up of the electrolysis cell, the additional machining, the cost of the materials and the marginal electricity consumption. For comparison purposes, the annual equivalent cash flow (AE) is estimated for each design. As a result, the cost function represents the annual savings produced by the optimum design with respect to the actual AP-30 reference cell.

The optimization analysis was conducted for the ten geometric parameters shown in Figure B. 5. Over 300 full numerical simulations per case study were carried out, each simulation requiring no less than 20 minutes of CPU time on four 3,2 GHz parallel processors.

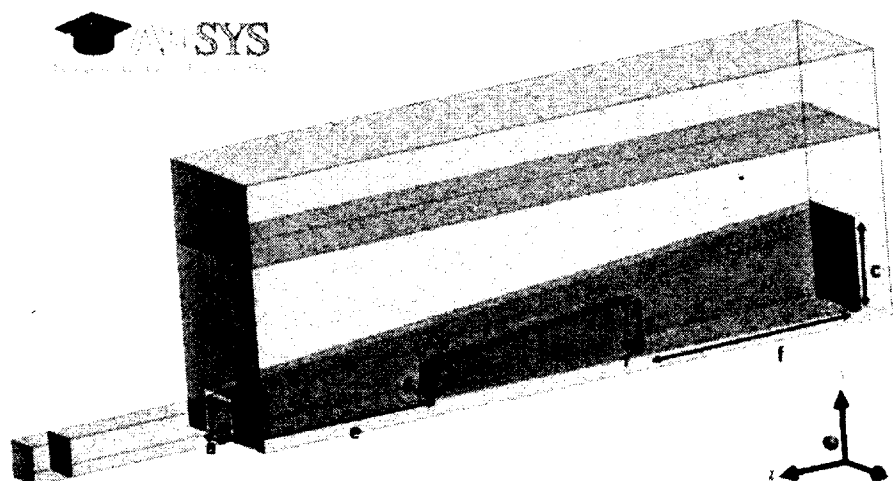


Figure B. 5 Geometric parameters examined

Once all the numerical simulations for a given case are completed, a second order polynomial function is generated to approximate the behavior of the various parameters on the magnitude of the cost function. Through the Workbench platform, different optimization techniques are then employed to determine the optimal design: the screening approach, the MOGA approach (genetic algorithm) and the NLPQL approach (gradient based). The two first methods are better to locate the global optimum and the third one is more suitable for the refinement.

Results and discussion

The main results of the optimization study have been gathered and summarized in the following four cases:

Case no. 1: Rectangular Collector Bar and Copper Insert

In case no. 1, the shape of the collector bar and that of the copper insert remains rectangular. The predicted optimum geometric parameters are reported in Tableau B. 2. The corresponding operating characteristics of the cell are summarized in Tableau B. 3. Figure B. 6 provides an example of the current density inside the cathode block with a copper insert (good electric conductor).

Tableau B. 2 Optimum dimensions of the cathode block (Case no. 1)

Parameter	With a copper insert (m)	Without a copper insert (m)
Height of the bar (a,c)	0.07	0.13
Width of the bar (b,d)	0.20	0.20
Length of the insert	0.90	
Height of the insert (h,j)	0.05	
Width of the insert (g,i)	0.05	

Tableau B. 3 Operating characteristics (Case no. 1)

Model Output	Copper insert (predictions)	No copper insert (predictions)
CVD difference from AP-30 ref model	-39 mV	-68 mV
Lifetime (% comparison with AP-30 Ref Model)	7.75 yrs (+ 50 %)	6.25 yrs (+ 20 %)
Copper volume	0.0025 m ³	---
AE economy (% comparison with AP-30 Ref Model)	+ 19177 \$ +17 %	+ 16859 \$ +15 %

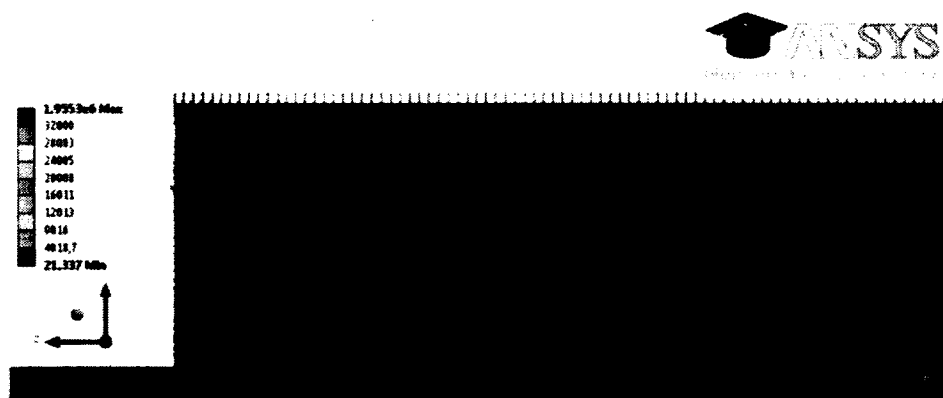


Figure B. 6 Current density through the cathode with an embedded copper bar (Case no. 1).

The presence of the ledge is highlighted by a zone of high electric resistivity. It is expected that the increased mass of carbon and the relatively uniform current density at the surface of the cathode will prolong the lifetime of the cathode.

The two optimums found here are better than the reference model, based on the cost function. The copper design has a better lifetime, thanks to its larger aspect ratio (large bar of small height). On the other side, the non-copper design operates at a lower CVD due to a taller bar with its lower contact resistance on the sides. The copper insert helps to get uniform current density through the block (Figure B. 6), which also leads to a lifetime improvement. However, the limited size of the copper insert (which is a good electric conductor) doesn't compensate for the difference of height with the non-copper design on the CVD.

Case no. 2 : Collector Bar from the Reference Model (same dimensions) with a Copper Insert

In this case, a copper insert is added to the collector bar of an AP-30 electrolysis cell (Figure B. 7). The predicted optimum geometric parameters are reported in Tableau B. 4. The corresponding operating characteristics of the cell are summarized in Tableau B. 5.

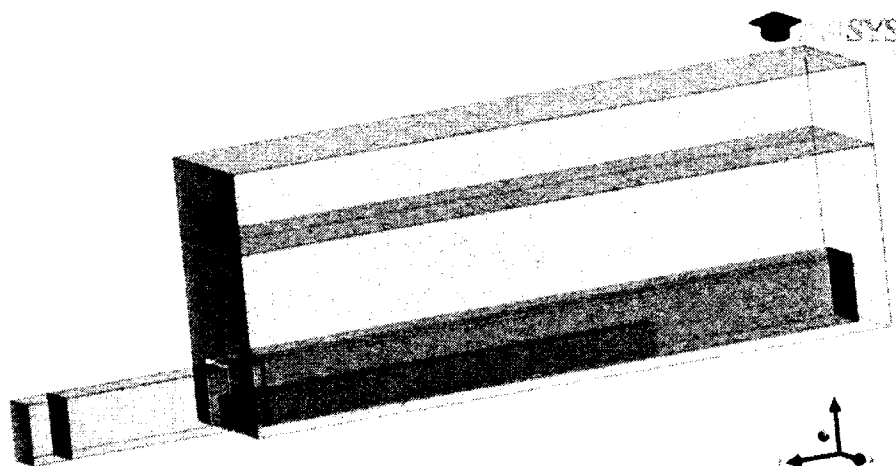


Figure B. 7 Cathode block for case no. 2

Tableau B. 4 Optimum dimensions of the cathode block (Case no. 2)

Parameters	Dimensions (m)
Length insert	1.1
Width insert (h)	0,05
Height insert (g)	0,075
Height insert (i)	0,075
Width insert (j)	0,05

Tableau B. 5 Operating characteristics (Case no. 2)

Model Output	Predictions
CVD difference from AP-30 ref model	-59 mV
Lifetime (% comparison with AP-30 Ref Model)	6.25 yrs (+ 20 %)
Copper volume	0.0041 m ³
AE economy (% comparison with AP-30 Ref Model)	+ 9860 \$ + 9 %

In spite of the fact that the AE economy is less than that for Case no.1, the benefits of adding a copper insert to the collector bar are unquestionable.

Case no. 3 : Uniformity of the Current Density on the Lifetime

This case focuses on the effect of the uniformity of the current density on the lifetime of the AP-30 cathode. The main results are gathered in Tableau B. 6. It is found that (1) by increasing the contact resistance by 50%, (2) by extending the sealed joint 0,23 m towards the center of the cell and (3) by adding copper to the collector bar, the lifetime of the cathode may be substantially prolonged.

Tableau B. 6 Predicted operating characteristics (Case no. 3)

Model Output	Predictions
CVD difference from AP-30 ref model	+33 mV
Lifetime (% comparison with AP-30 Ref Model)	8.125 ans (+ 57 %)
Copper volume	0.0210 m ³
AE economy (% comparison with AP-30 Ref Model)	-11 771 \$ - 10 %

The uniform current density depicted in Figure B. 8 is at the origin of a 57% lifetime improvement for the AP-30 cathode. It shows that such an improvement is possible while keeping the same bar dimensions. The CVD has however increased, having an important impact on the operating costs of the cell. Overall, the cost function shows that the AP-30 reference model is better, because of much important impact of higher CVD and construction costs on the cost function. It might however be interesting to wonder what the cost function would become if the benefits of uniform current density on the cell stability would have been accounted for.

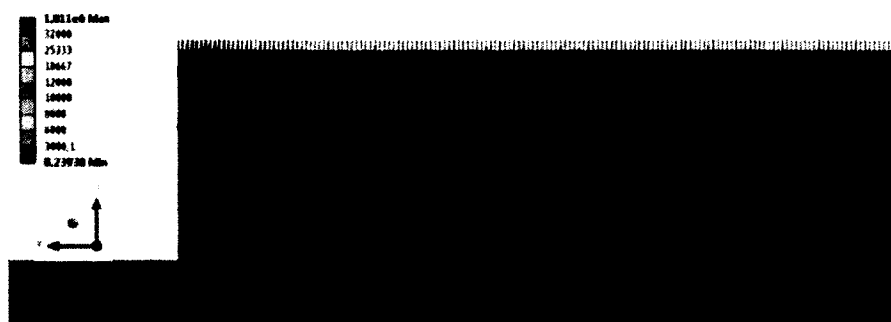


Figure B. 8 Optimum current density for an AP-30 cathode (Case no. 3).

Case no. 4 : Optimum Lifetime with a Constant CVD

Case no. 4 considers the possibility of prolonging the lifetime of the cathode while keeping a fixed CVD. The dimensions of the collector bar and those of the copper insert may however vary. The predicted optimum cathode block is shown in Figure B. 9. The related geometric parameters are reported in Tableau B. 7. Its main characteristics are summarized in Tableau B. 8. Results have revealed that the lifetime of the optimum cathode may be prolonged by 75% with respect to that of the reference cathode. This is due to the fact that the shape of the optimum cathode tends to move the current distribution towards the center of the cell. Moreover, the copper insert reduces the electric resistance in the horizontal direction thereby promoting a more uniform current distribution (Figure B. 10).

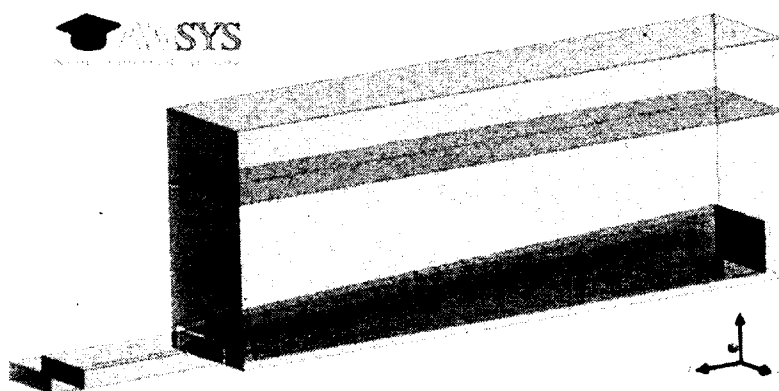


Figure B. 9 Optimum shape of the cathode block. The CVD is fixed.

Tableau B. 7 Optimum dimensions of the cathode block (Case no.4)

Parameter	Dimensions (m)
Height bar (a)	0,05
Height bar (c)	0,125
Width bar (b)	0,2
Width bar (d)	0,2

Length insert	1,5
Height insert (h)	0,035
Hauteur insert (j)	0,1
Largeur insert (g)	0,1
Largeur insert (i)	0,15

Tableau B. 8 Predicted operating characteristics (Case no. 4)

Model Output	Valeurs calculées
CVD difference from AP-30 ref model	+ 0 mV
Lifetime (% comparison with AP-30 Ref Model)	9,2 ans (+ 77 %)
Copper volume	0.0131 m ³
AE economy (% comparison with AP-30 Ref Model)	+ 9980 \$ + 9 %

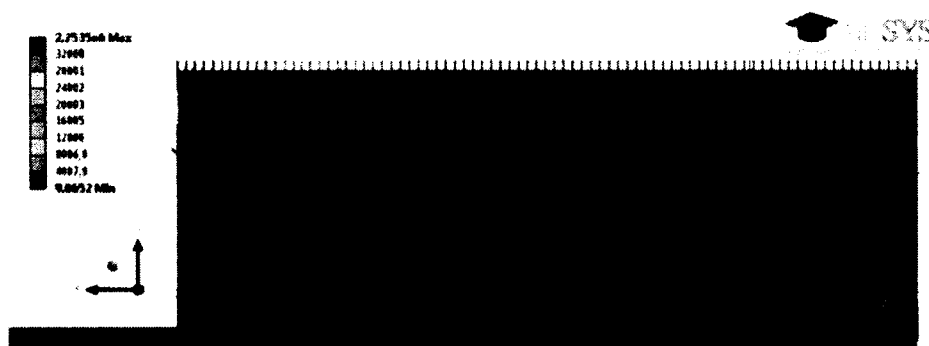


Figure B. 10 Current density through the cathode with an embedded copper bar (Case no. 4).

These results show that it is possible to design a cathode block operating at a uniform current density to optimize its lifetime and at the same time reduce its annual operating cost.

CONCLUDING REMARKS

This study has examined the effect of non uniform current distribution on the lifetime of cathodes inside electrolysis cells. The shape and the materials of the cathode block/collector bar assembly have been investigated. It was found that for minimum design modifications, it is possible to save up to 20000\$ on the annual operating cost of a AP-30 cell.

Case 3 and 4 have revealed that it also possible to prolong the lifetime of the cell by up to 75%. Can the costs related to the additional machining, the materials and the CVD be offset by a better stability of the cell? This question remains to be answered in a future study.

ANNEXE C – CALCULS PRÉLIMINAIRES DES CONDITIONS AUX FRONTIÈRES

Le modèle numérique se doit d'être le plus petit possible pour alléger les calculs et se doit d'être le plus représentatif du bloc cathodique étudié. Pour ce faire, les composantes externes au bloc, soit les matériaux réfractaires et isolants, la paroi de la cuve et l'air ambiant seront remplacés par des conditions équivalentes aux frontières du bloc.

Description du modèle :

Le bloc cathodique à représenter par le modèle numérique est celui de la cuve AP-30. Une vue de coupe du demi-bloc est montrée par la Figure C. 1.

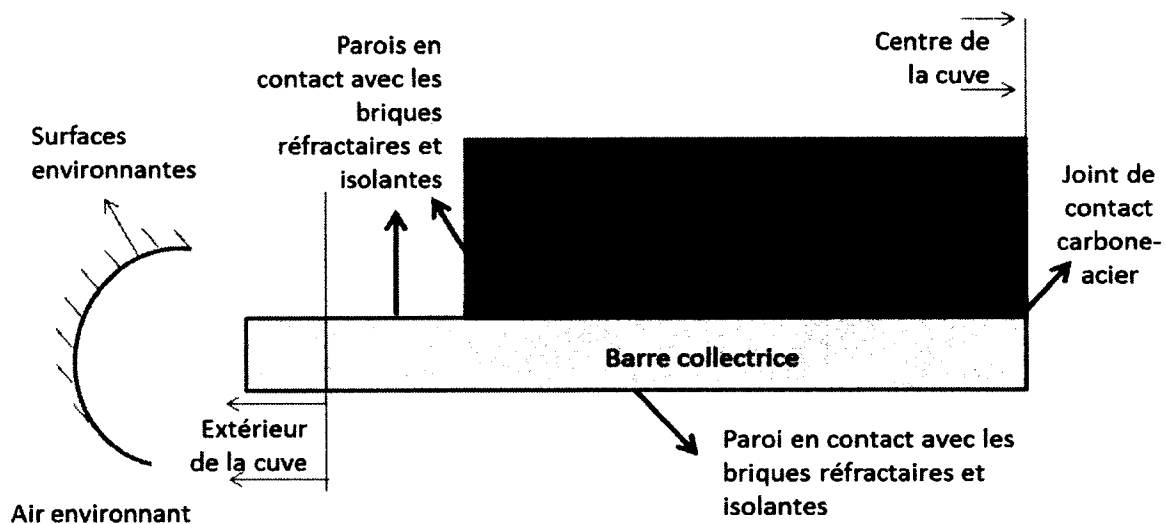


Figure C. 1 Représentation de l'environnement entourant le bloc cathodique

Le modèle de référence est constitué d'un bloc de carbone dans lequel une barre collectrice y est insérée. Le contact entre ces 2 composantes est assuré par un joint de contact en fonte. La portion de la barre à l'extérieur de la cuve est soumise à l'air environnant, le reste est soumis aux différents matériaux réfractaires et isolants. Les dimensions du modèle proviennent de RTA, elles sont confidentielles.

Calculs des différentes conditions aux frontières

RTA a fourni des données concernant la température et les flux de chaleur de son modèle numérique d'un bloc cathodique dans l'environnement d'une cuve AP-30. Toutefois, comme le modèle sera sujet à plusieurs modifications en vue du processus d'optimisation, il n'est pas possible d'imposer un flux de chaleur comme conditions aux frontières. Il faut imposer une

condition surfacique qui ajustera le flux sortant équivalent selon la température de la surface. Par exemple, si la température du bout de la barre est de 400 °C pour le modèle de référence et est de 200 °C pour un modèle modifié, le flux ne devrait pas être le même puisque l'environnement devrait en principe rester le même. Pour cette raison, un coefficient de transfert de chaleur en convection équivalent sera utilisé (Eq. C.1-3).

$$\dot{Q}_1 = h_{eq} A (T_{s1} - T_{bulk}) \quad (C.1)$$

$$\dot{Q}_2 = h_{eq} A (T_{s2} - T_{bulk}) \quad (C.2)$$

$$\dot{Q}_1 \neq \dot{Q}_2 \quad (C.3)$$

h est le coefficient d'échange de chaleur surfacique (W/m²K) caractérisant les matériaux entourant le bloc et T_{bulk} est la température d'échange posée à 40 °C comme étant l'air ambiant. Le coefficient h_{eq} est considéré constant et sera calculé dans cette section.

L'objectif ici est que le profil de température du modèle corresponde au même profil que celui de RTA représentant la cuve AP-30. Toutefois, comme il y a plusieurs surfaces et donc, plusieurs conditions aux frontières thermiques, il y a trop de degrés de liberté quant à l'ajustement de ces conditions pour obtenir le profil de température désiré. C'est pourquoi des calculs préliminaires seront effectués dans cette annexe pour obtenir des valeurs pour chaque surface. Les valeurs de conditions aux frontières découlant des calculs les moins précis pourront quant à elles être ajustées itérativement pour parvenir au profil de température identique à celui fourni par le modèle RTA.

Calculs pour les surfaces de la barre qui sont à l'extérieur de la cuve

Pour les différentes faces de la barre qui sont à l'extérieur de la cuve (Figure C. 2), les coefficients de convection et de rayonnement peuvent être calculés aisément. Le Tableau C. 1 montre les différents intrants utilisés pour ce calcul. La température de la surface externe de la barre est tirée d'un ouvrage public [20] pour la démonstration du calcul.

Tableau C. 1 Valeurs des intrants utilisés pour le calcul des conditions aux frontières des surfaces de la barre étant à l'extérieur de la cuve.

Intrants aux calculs de coefficients de convection et rayonnement	
Air environnant T_{∞}	40 °C
Surfaces de la cuve voisine	300 °C
Surfaces externes de la barre T_s	225 °C
Surfaces du plafond et du plancher (au-dessus et en-dessous de la barre)	40 °C

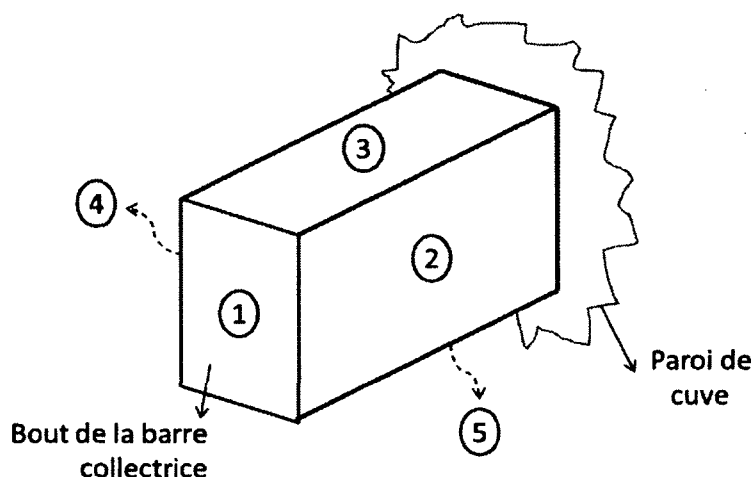


Figure C. 2 Surfaces de la barre collectrice qui sont à l'extérieur de la cuve

La théorie concernant les calculs des coefficients de convection et de radiation et les valeurs des propriétés de l'air ont été tirées d'un ouvrage de référence portant sur le transfert de chaleur [6].

Les surfaces étudiées échangent en convection naturelle et en radiation. L'intensité du transfert de chaleur dépend, entre autres, de l'état des surfaces en jeu dans l'échange. Pour ce calcul, il sera pris en compte que les surfaces présentes, soit en acier (cuve et barre collectrice) ou en ciment, ont la même émissivité d'une valeur de 0,85. Pour le modèle, il est possible d'étudier les pertes par radiation en utilisant un pseudocoefficient de convection qui est équivalent (Eq. C.4). L'échange radiatif se fait de surfaces à surfaces.

$$h_r = \sigma_{rad} \varepsilon (T_1 + T_2)(T_1^2 + T_2^2) \quad (C.4)$$

Où T_1 est la surface de la barre collectrice et T_2 correspond aux surfaces environnantes. Comme l'environnement autour de la barre est complexe, les surfaces d'échanges ont été approximées de la façon suivante :

Tableau C. 2 Surfaces d'échange radiatif avec la barre collectrice à l'extérieur de la cuve

Surface de la barre collectrice	Surface d'échange radiatif ⁴ (Surface voisine)	Température
1	Cuve voisine	300 °C
2	Barre collectrice voisine	$T_1 = T_2$
3	Plafond	40 °C
4	Barre collectrice voisine	$T_1 = T_2$
5	Plancher	40 °C

⁴ On pose la surface voisine comme englobante, donc le facteur de forme utilisé pour l'échange radiatif est de 1.

Puisque les surfaces 2 et 4 échangent avec des surfaces ayant la même température, aucun échange radiatif n'est considéré. Les résultats des calculs de convection naturelle et d'échange radiatif sont présentés dans le Tableau C. 3.

Tableau C. 3 Sommaire des conditions de transfert de chaleur des faces externes de la barre collectrice.

	h_r	T°_{bulk}	h_{conv}	T°_{bulk}	h_{comb}	T°_{bulk}
Surface 1*	$29,75 \text{ W/m}^2\text{K}$	300°C	$7,78 \text{ W/m}^2\text{K}$	40°C		
Surface 2			$7,78 \text{ W/m}^2\text{K}$	40°C		
Surface 3					$24,24 \text{ W/m}^2\text{K}$	40°C
Surface 4			$7,78 \text{ W/m}^2\text{K}$	40°C		
Surface 5					$18,88 \text{ W/m}^2\text{K}$	40°C

* Le coefficient sera modifié de façon à tenir compte de la perte en conduction de chaleur du bout de la barre vers le réseau de barre omnibus.

Le coefficient de la surface 1 devra être ajusté puisque celle-ci perd en conduction. La raison vient du fait que la moitié de cette surface est connectée avec un réseau de barres omnibus en aluminium qui offre beaucoup de surfaces de dissipation de chaleur. En ce sens, la valeur du flux quittant par le bout de la barre sera ajustée itérativement lors de simulations selon le profil de température du modèle correspondant à celui de RTA.

Calcul des pertes par conduction dans les matériaux réfractaires

Il reste à estimer les pertes thermiques du bloc par les frontières en contact avec le fond et la paroi latérale de la cuve. Comme le bloc est en contact avec un matériau réfractaire et isolant, la conduction thermique est faible. Les calculs suivants montrent la démarche permettant d'estimer cette condition de conduction et la Figure C. 3 montre un croquis de la configuration analysée.

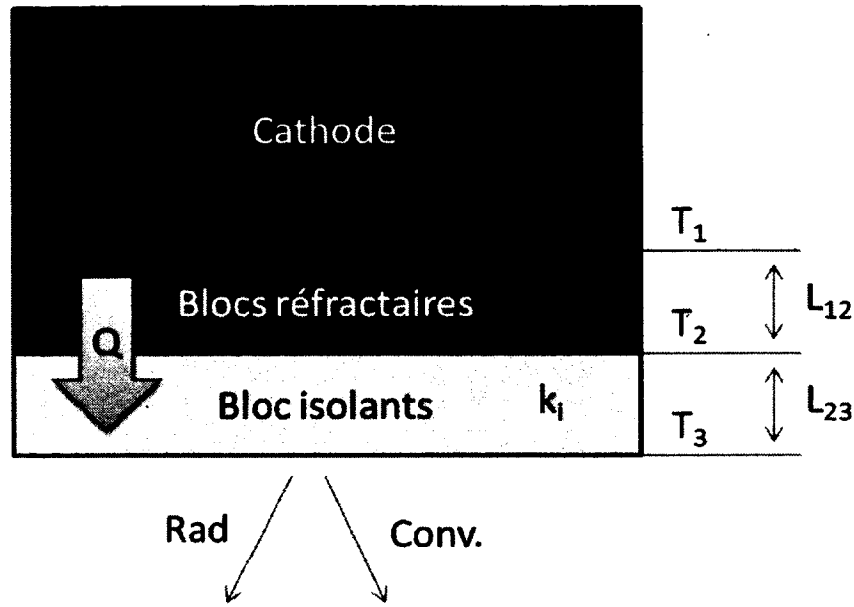


Figure C. 3 Représentation du flux de chaleur quittant le bloc par les parois internes de la cuve

Pour accélérer ce calcul, toutes les frontières du bloc ou de la barre étant en contact avec les matériaux réfractaires sont considérées comme ayant les mêmes propriétés thermiques et la même épaisseur, et la même température, donc le même coefficient d'échange. Les différentes composantes isolant la cathode peuvent être caractérisées par les résistances thermiques équivalentes suivantes :

$$RT_{12} = \frac{L_{12}}{k_1 A} \quad (C.5)$$

$$RT_{23} = \frac{L_{23}}{k_2 A} \quad (C.6)$$

$$RT_3 = \frac{1}{h_{comb}} \quad (C.7)$$

Où H_{comb} comprend la radiation et la convection naturelle d'une plaque plane horizontale pour le calcul. L'équation C.8 montre le calcul du coefficient équivalent à ces 3 résistances thermiques.

$$\frac{1}{h_{eq}} = \left(\frac{1}{h_{comb}} + RT_{12} + RT_{23} \right) \quad (C.8)$$

Le flux total doit être égal à :

$$\dot{Q} = h_{eq} A (T_1 - T_\infty) \quad (C.9)$$

La résolution de ce problème donne une condition frontière dont le coefficient d'échange de chaleur est $h_{eq} \approx 0,7 \text{ W/m}^2\text{K}$. Puisque les températures de la cathode et de la barre ne sont pas les mêmes sur toutes les surfaces, ce calcul est très imprécis. C'est pourquoi, les

coefficients d'échange pour les frontières internes resteront parmi les variables ajustables pour la calibration du profil de température du modèle avec le profil de température fourni par RTA.

Les valeurs calculées dans la présente annexe ont servi de point de départ pour l'attribution des conditions aux frontières du modèle. Ensuite, certaines de ces conditions aux frontières ont dû être ajustées de façon à ce que le profil de température du modèle soit le même que celui fournit par RTA comme il est décrit sur la Figure C. 4.

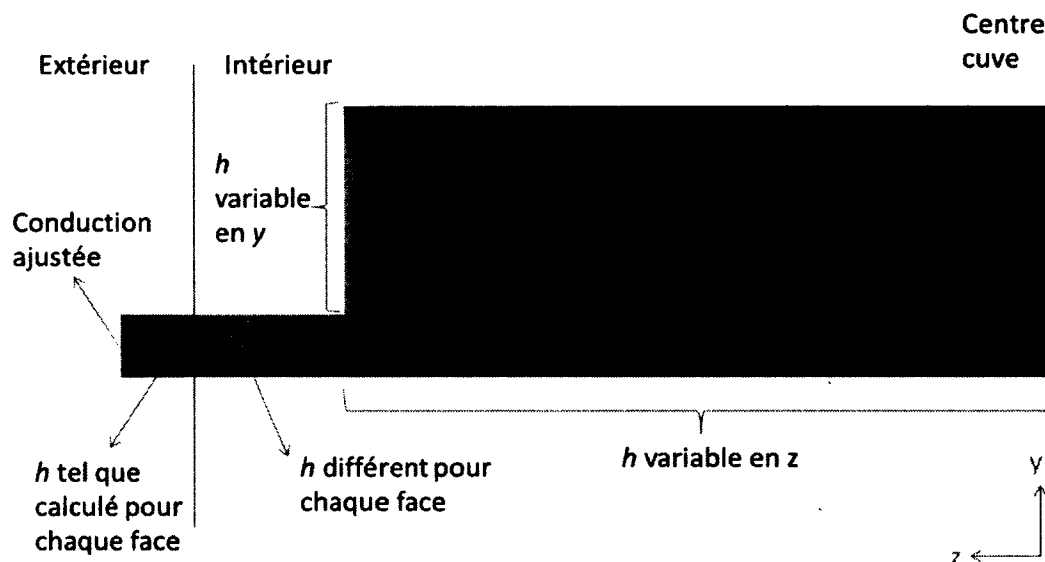


Figure C. 4 Conditions aux frontières ajustées de façon à ce que le profil de température soit le même que celui de RTA.

Les autres faces, soient la face centrale et les faces latérales du bloc de carbone, sont soumises à des conditions de symétrie. Puisque les valeurs finales des coefficients d'échange ont été calibrées à partir du profil de température de RTA qui est confidentiel, ceux-ci ne seront pas divulgués dans ce mémoire.

Calcul de la valeur de la résistance de contact électrique

RTA a fourni la chute de voltage cathodique de son modèle ainsi que le courant le traversant. La résistance de contact a été ajustée de façon à ce que la chute de voltage du modèle corresponde. Ceci s'est fait en même temps que l'ajustement des conditions aux frontières thermiques puisque l'effet Joule engendré par la résistance de contact modifie le profil de température.

ANNEXE D – DIVERGENCE NUMÉRIQUE

Dans une cuve d'électrolyse, la cathode est recouverte d'aluminium liquide et ensuite l'électrolyte, plus léger que l'aluminium, se place au-dessus du métal liquide. Cependant, contrairement à l'aluminium, l'électrolyte possède une certaine affinité avec le carbone : on dit qu'il mouille le carbone. Ceci fait en sorte que l'électrolyte peut se retrouver en contact avec la cathode. Si la température à cet endroit est plus petite que son point de fusion, la gelée d'électrolyte se formera, comme il est le cas sur la partie plus froide de la cathode, soit près de la paroi (voir Figure D. 1). Ce profil de gelée ainsi formé, très résistif et grandement affecté par le profil de température, modifie le parcours du courant. C'est pourquoi il est important d'en tenir compte dans une analyse thermoélectrique.

Comme il a été mentionné dans le chapitre 3, l'utilisation de deux composants distincts pour représenter la gelée et l'aluminium liquide situés sur la surface de la cathode entraîne une divergence numérique. Plusieurs modèles utilisés dans la recherche sur ce domaine sont construits selon la configuration démontrée à la Figure D. 1. Toutefois, les études associées à un tel modèle ne dépendent pas des valeurs du profil de densité de courant contrairement à la présente étude.

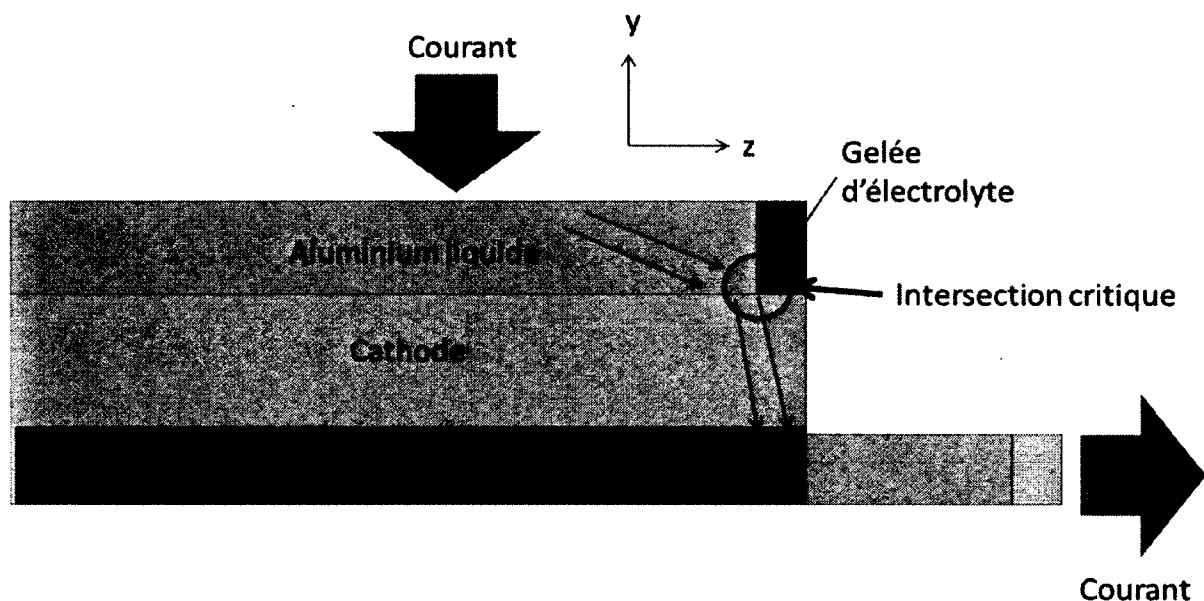


Figure D. 1 Représentation du modèle avec deux composants distincts pour les matériaux recouvrant la cathode

Ce modèle entraîne une divergence numérique puisque les propriétés de l'aluminium liquide et de la gelée sont différentes de 4 ordres de grandeur pour la résistivité électrique et de 2 ordres de grandeur pour la conductivité thermique. Tout le courant dévié par le bloc de gelée d'électrolyte se concentre sur la maille située à l'intersection des 2 matériaux aluminium-gelée (Figure D. 2).

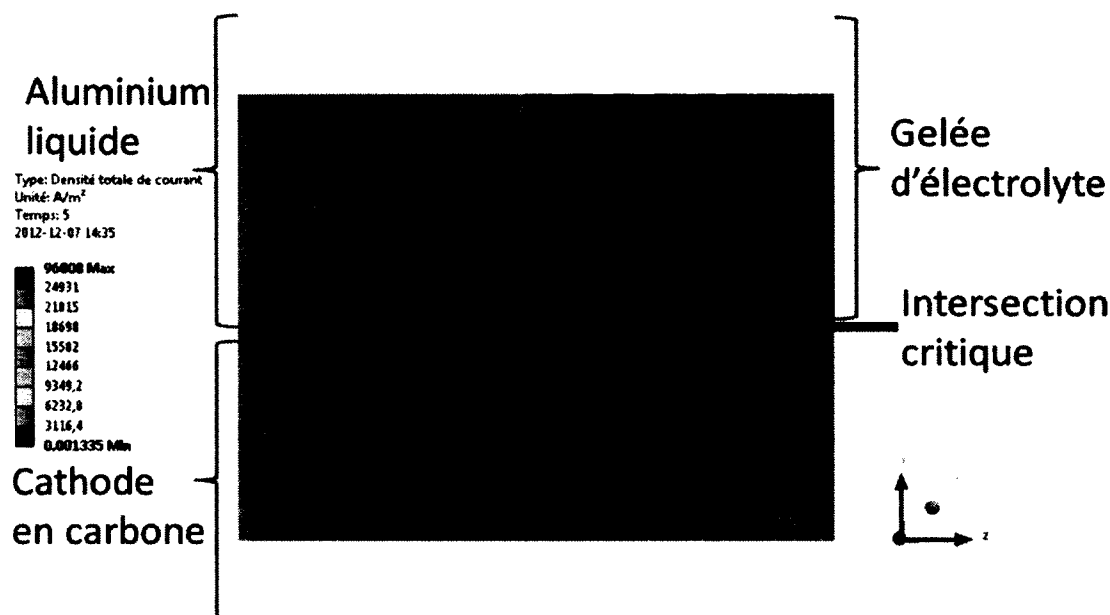


Figure D. 2 Grossissement de la zone autour de l'intersection critique montrant la densité de courant sur les différentes mailles

La densité de courant calculée sur la maille collée sur l'intersection critique dépend de la grosseur du maillage. Or plus la surface de cette maille est petite, plus la densité de courant calculée est grande, d'où la divergence numérique du modèle. La Figure D. 3 montre la variation de la densité de courant sur la maille critique par rapport à la grosseur de celle-ci.

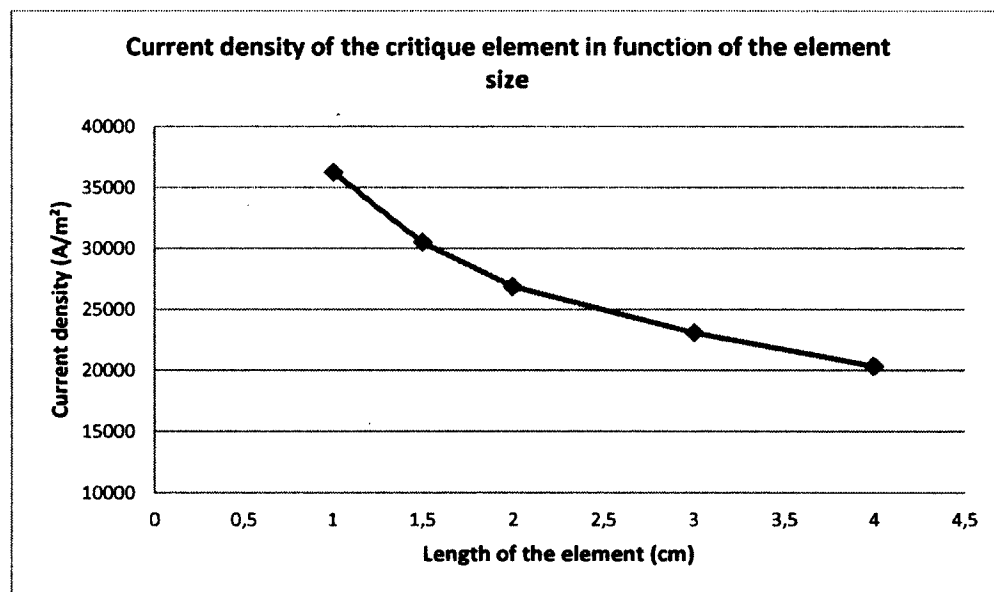


Figure D. 3 Influence de la grosseur du maillage sur la densité de courant pour le modèle préliminaire

Cette configuration du modèle est à rejeter puisque les résultats calculés dépendent de la grosseur du maillage. C'est, entre autres, pourquoi le modèle a fait place au pseudomatériel pour remplacer la configuration aluminium-gelée. Celui-ci entraîne une mesure de la densité de courant qui est indépendante de la taille du maillage. De plus, cette configuration a l'avantage de permettre une interaction entre la formation du profil de gelée et la température et elle prend en compte une zone de transition entre les deux matériaux (boue d'aluminium et de gelée). Ceci rend le modèle plus robuste et plus représentatif du comportement associé à une vraie cuve.

LISTE DES RÉFÉRENCES

- [1] Allard, B., Dreyfus, J. et Lenclud, M. (2000), Evolution of thermal, electrical and mechanical properties of graphitised cathode blocks for aluminium electrolysis cells with temperature. Dans *Light Metals 2000*, Minerals, Metals and Materials Society, Nashville, TN, United states, pp. 515-521.
- [2] ANSYS, Inc., (2011), *Ansyes 14.0 Documentation*, 2011 SAS IP, Inc., Canonsburg, PA, USA, chap.20.4.
- [3] Bech, K., Johansen, S. T., Solheim, A. et Haarberg, T. (2001), Coupled current distribution and convection simulator for electrolysis cells. Dans *Light Metals 2001*, Minerals, Metals and Materials Society, New Orleans, LA, United states, pp. 463-468.
- [4] Boivin, R. F., Desclaux, P. et Huni, J. P. R. (1985), CATHODE COLLECTOR BAR TEMPERATURE AND CURRENT PICKUP. Dans *Light Metals 1985*, Metallurgical Soc of AIME, New York, NY, USA, pp. 625-635.
- [5] Boylestad, R. L. (1985). *Analyse de circuits, introduction*, 2e édition, Édition du renouveau pédagogique inc., Ottawa, Canada, 758 pp.
- [6] Çengel, Y.A., Ghajar, A. J., *Heat and Mass Transfert : Fundamentals & Applications*., 4e édition, Mc Graw Hill, USA, pp. 29-884.
- [7] Cilianu, M. and Panait, N., (2003), Evolution of the physic-chemical properties of the electrolyte in industrial aluminium electrolysis cells, *University "Politechnica" of Bucarest, Scientific Bulletin Series B*, Chemistry and Materials Science, Romania, Vol.65 Iss.3, pp.63-73.
- [8] Cross, M., Pericleous, K., Leboucher, L., Croft, T. N., Bojarevics, V. et Williams, A. (2000). Multi-physics modelling of aluminium reduction cells. . dans *Proc. TMS Light Metals 2000*, Minerals, Metals and Materials Society, Nashville, TN, USA, pp. 285-289.
- [9] Das, S. and Littlefair, G., (2011), Current distribution and Lorentz field modeling using cathode designs: a parametric approach, dans *Proc. TMS Light Metals 2012*, Minerals, Metals and Materials Society, Orlando, FL, United states, pp. 847-851.
- [10] Dreyfus, J. et Joncourt, L. (1999), Erosion mechanisms in smelters equipped with graphite blocks. A mathematical modeling approach. Dans *Proc. TMS 'Light Metals 1999'*, Minerals, Metals & Materials Soc (TMS), San Diego, CA, USA, pp. 199-206.
- [11] Dreyfus, J. -, Rivoaland, L. et Lacroix, S., (2004), Variable resistivity cathode against graphite erosion. Dans *Proc. TMS Light Metals 2004*, Minerals, Metals and Materials Society, Charlotte, North Carolina, USA, pp. 603-8.

- [12] Donaldson, J.W., (1931), Thermal and electrical conductivities of cast iron, The foundry trade journal, vol.45, No.776, pp.5-6.
- [13] Dupuis, M.,(2000), Development of a 3D Transient Thermo-Electric Cathode Panel Erosion Model of an Aluminum Reduction Cell, dans *Proc. TMS Light Metals 2000*, Minerals, Metals and Materials Society, Nashville, TN, USA, pp.169-178.
- [14] Dupuis, M., Bojarevics, V. et Freibergs, J. (2004), Demonstration thermo-electric and MHD mathematical models of a 500 kA aluminum electrolysis cell: part 2. Dans 133rd TMS Annual Meeting. *Light Metals 2004*. TMS, Warrendale, PA, USA, pp. 453-9.
- [15] Dupuis, M. et Haupin, W. (2003), Performing fast trend analysis on cell key design parameters, dans *Light Metals 2003*, Minerals, Metals and Materials Society, San Diego, CA, USA, pp. 255-262.
- [16] Dupuis, M., (2000), Thermo-electric design of a 400 kA cell using mathematical models: A tutorial, dans *Light Metals 2000*, Minerals, Metals and Materials Society, Nashville, TN, United states, pp. 297-302.
- [17] Galasiu, I., Galasiu, R., Thonstad, J.,(2007), *Inert anode for aluminium electrolysis*, 1st Edition, Aluminium-Verlag, Dusseldorf, Allemagne, 207 pp.
- [18] Gauthier, C., Fradet, C., Dupuis, M. et Richard, D. (2001). *3 Component Cathode Collector Bar*, Patent : US 6,294,067 B1 , USA.
- [19] Grjotheim, K. et Kvande, H. (1993). *Introduction to Aluminium Electrolysis : Understanding the Hall-Héroult Process*, 2e Edition, Aluminium-Verl, Düsseldorf , Allemagne, 260 pp.
- [20] Haupin, W., (1975), Light Metals 1975, dans *Light Metals*, Minerals, Metals and Materials Society, Warrendale, PA, USA vol. 1, pp.339.
- [21] Homley, E. G., Gauthier, C. et Pearson, L. (2002). *Cathode Collector Bar with Spacer for Improved Heat Balance And Method*, Patent : US 6,387,237 B1 , USA.
- [22] Homley, E. G. et Ziegler, D. P. (2001). *Cathode Collector Bar*, Patent : US 6,231,745 B1, USA.
- [23] Jiaming, Z., Xiaodong, Y. et Yafeng, L. (2008). The continuous development of SAMI's SY300 technology. dans *Proc. TMS Light Metals 2008*. Minerals, Metals & Materials Society, Warrendale, PA, USA, pp. 275-80.
- [24] Jie, L., Wei, L., Yanqing, L., Zhigang, W. et Yexiang, L. (2007), Analysis of cathode voltage drop in aluminum electrolysis cells with an electric contact model, dans *Light Metals 2007*, Minerals, Metals & Materials Society, Warrendale, PA, USA, pp. 465-70.
- [25] Kacprzak, D., Gustafsson, M., Li, L. et Taylor, M. (2006), Numerical analysis of the collector bar current distribution of a reduction cell, dans *Light Metals 2006: Aluminum*

Reduction Technology, The Minerals, Metals & Materials Society, Warrendale, PA, USA, pp. 367-9.

- [26] Kandeov, N. and Fortin, H., (2009), Electrical losses in the stub-anode connection: computer modeling and laboratory characterization, dans *Proc. TMS Light Metals 2009*, Minerals, Metals and Materials Society, Warrendale, PA, USA, vol 1, pp. 1061-6.
- [27] Li, B., Wang, F., Zhang, X., Qi, F., Feng, N., (2012), Modeling of interface of electrolyte/aluminum melt in aluminum reduction cell with novel cathode structure, dans *Proc. TMS Light Metals 2012*, Minerals, Metals and Materials Society, Orlando, FL, United states, pp. 865-868.
- [28] Li, B., Zhang, X., Zhang, S., Wang, F. and Feng, N., (2011), Study of electromagnetic field in 300 kA aluminum reduction cells with innovation cathode structure, dans *Proc. TMS Light Metals 2011*. Minerals, Metals and Materials Society, San Diego, CA, United states, pp. 1029-1033.
- [29] Li, J., Lü, X., Lai, Y., Li, Q., Liu, Y., (2008), Research progress in iB2 wettable cathode for aluminum reduction, *TMS Journal of Material*, ISSN 1047-4838, August, Volume 60, Numéro 8, pp. 32 – 37.
- [30] Liu, J.-Y., Li, Z.-Y., Tao, Y., Zhang, D., Zhou, K., (2011), Phase evolution of 17(Cu-10Ni)-(NiFe₂O₄-10NiO) cermet inert anode during aluminum electrolysis., *Transactions of Nonferrous Metals Society of China Journal*, ELSEVIER, Chine, Vol. 21, Iss.23, March, pp.566-572.
- [31] Lombard, D., Béhérégay, T., Fève, B., Jolas, J.M., (1998), Aluminium Pechiney experience with graphitized cathode blocks, dans *Proc. TMS Light Metals 2009*, Minerals, Metals and Materials Society, Warrendale, PA, USA, pp. 653-658.
- [32] Lucas, T., Aluminium : Produire autrement, *L'usine Nouvelle*, Infopro Communication, France, publié le 19 février 2007. <http://www.usinenouvelle.com/article/aluminium-produire-autrement.N55007> (page consultée le 3 mai 2011).
- [33] Michel, C. J. (1985), EVOLUTION OF THE CATHODIC OHMIC DROP DURING THE ELECTROLYSIS IN THE ALUMINIUM CELL, dans *Light Metals 1985*, Metallurgical Soc of AIME, New York, NY, USA, pp. 989-1003.
- [34] Mobbs, P.H., (2009), *2009 Mineral Yearbook – The Mineral Industry of Canada* (Rapport technique), U.S. Department of Interior, USA, Geological Survey.
- [35] Moraru, A., Panaitescu, A., Mocanu, D., Morega, A., Panaitescu, I. et Soci, A. (2002). Computational models for phenomena in aluminum electrolysis cells, dans *Revue Roumaine des Sciences Techniques, Serie Electrotechnique et Energetique*, Roumanie, vol.47, no. 1, pp. 3-34.
- [36] Moraru, A., Panaitescu, A. et Crisu, A. (2005), Current field in an aluminum electrolysis cell, dans *Proc. TMS 2005. Light Metals 2005*. Minerals, Metals & Materials Soc, Warrendale, PA, USA, pp. 469-74.

- [37] Moraru, A., Panaitescu, A., Mocanu, D., Morega, A., Panaitescu, I. et Soci, A., (2002), Computational models for phenomena in aluminum electrolysis cells. *Revue Roumaine des Sciences Techniques*, Serie Electrotechnique et Energetique, volume 47, numéro 1, p. 3-34.
- [38] Patel, P., Hyland, M. et Hiltmann, F. (2006), Influence of internal cathode structure on behavior during electrolysis. Part III: Wear behavior in graphitic materials. Dans *Light Metals 2006: Carbon Technology*. The Minerals, Metals & Materials Society, Warrendale, PA, USA, pp. 633-8.
- [39] Poncsak, S., (2000), *Formation et évolution des bulles de gaz au-dessous de l'anode dans une cuve d'électrolyse d'aluminium*, Thèse de doctorat, UQAC, Chicoutimi, Québec, Canada, 218 pp.
- [40] Potocnik, V., (1989), Modeling of metal-bath interface waves in Hall-Héroult cells using Ester/Phoenix, dans *Proc. TMS Light Metals 2005*, Minerals, Metals & Materials Society, Warrendale, PA, USA, pp. 227-35.
- [41] Raffei, P., Hyland, M., James, Welch, B., (2001) *Electrolytic degradation within cathode materials*. *Proc. TMS Light Metals 2001*, Minerals, Metals & Materials Society, Warrendale, PA, USA, pp. 747-752
- [42] Reny, P. and Wilkening, S., (2000), Graphite cathode wear study at Alouette, dans *Proc. TMS Light Metals 2000*. Minerals, Metals and Materials Society, Nashville, TN, USA, pp. 399-404.
- [43] Repetto, M., Panaitescu, I., Pericleous, K., Bojarevics, V., Leboucher, L., Chechurin, V., Kalimov, A., Panaitescu, A., Moraru, A., Morega, A. and Mocanu, D., (2000), Optimisation of an electrolysis cell for aluminium production, dans *Proc. 7th International Conference on Optimization of Electrical and Electronic Equipment*, Transilvania Univ. Press, Brasov, Romania, vol. 1, pp. 41-6.
- [44] Rio Tinto, (2008), (communiqué de presse), La technologie d'électrolyse de l'aluminium AP-Xe de Rio Tinto Alcan pourrait permettre une réduction de 20 % de la consommation d'énergie, PR Newswire Association LLC, New York, USA, 10 Mars, 3 pp.
- [45] Rolseth, S., Muftuoglu, T., Solheim, A. et Thonstad, J. (1986), CURRENT EFFICIENCY AT SHORT ANODE-CATHODE DISTANCE IN ALUMINIUM ELECTROLYSIS. Dans *Light Metals 1986.*, vol. 2, Metallurgical Soc of AIME, New Orleans, LA, USA, pp. 517-523.
- [46] Rolseth, S., E.S., Gudbrandsen, H., Thonstad, J., (2009), Studies on the possible presence of an aluminum carbide layer of bath film at the bottom of aluminum electrolysis cells. *Light Metals (TMS)*, Minerals, Metals and Materials Society: p. 423-428.
- [47] Sato, Y., Patel, P. et Lavoie, P. (2010), Erosion Measurements of High Density Cathode Block Samples Through Laboratory Electrolysis with Rotation, dans *The technical*

- sessions TMS 2010. *Light Metals 2010*, Metals & Materials Society (TMS), Warrendale, PA, USA, pp. 817-22.
- [48] Severo, S. D., Gusberti, V., Schneider, A.F., Pinto, E., Potocnik, V.,(2008), Comparison of various methods for modeling the metal-bath interface, dans *Proc. TMS Light Metals 2008*. Minerals, Metals & Materials Society, Warrendale, PA, USA, pp. 413-18.
- [49] Severo, S. D., Schneider, A.F., Pinto, E., Gusberti, V., Potocnik, V.,(2005), Modeling magnetohydrodynamics of aluminum electrolysis cells with Ansys and CFX, dans *Proc. TMS Light Metals 2005*. Minerals, Metals & Materials Society, Warrendale, PA, USA, pp. 475-80. [49] Smythe, W. R.,(1950), *Static and Dynamic Electricity*, McGraw-Hill Book Co., New York, NY, USA. pp.10-92.
- [50] Skvbakmoen, E., Ratvik, A. P., Solheim, A., Rolseth, S. et Gudbrandsen, H. (2007), Laboratory test methods for determining the cathode wear mechanism in aluminium cells, dans *Light Metals 2007*, Minerals, Metals & Materials Society, Warrendale, PA, USA, pp. 815-20.
- [51] Smythe, W. R.,(1950), *Static and Dynamic Electricity*, McGraw-Hill Book Co., New York, NY, USA. pp.10-92.
- [52] Sorlie, M., (2000) *Cathodes in aluminium electrolysis*, 3rd edition., Auflage, Alu Media, Düsseldorf, Allemagne, pp.33-59.
- [53] Tabereaux, A. T., Brown, J. H., Eldridge, I. J. et Alcorn, T. R. (1999). Erosion of cathode blocks in 180 kA prebake cells. dans *Proc. TMS Light Metals 1999*, Minerals, Metals & Materials Society, San Diego, CA, USA, pp. 187-192.
- [54] Taylor, M. P., Zhang, W. D., Wills, V. et Schmid, S. (1996), A Dynamic Model for the Energy Balance of an Electrolysis Cell. *Trans IChemE*, volume Vol 74 Part A, p. p. 913-933. [53] Thonstad, J., (2005), Alternative electrolyte compositions for aluminium electrolysis, *Transactions - Institution of Mining and Metallurgy. Mineral processing & extractive metallurgy*, vol:114 iss:3 pp:188 -191.
- [55] Thonstad, J.,(2005), Alternative electrolyte compositions for aluminium electrolysis, *Transactions - Institution of Mining and Metallurgy. Mineral processing & extractive metallurgy*, vol:114 iss:3 pp:188 -191.
- [56] Thonstad, J., (2001) *Aluminium Electrolysis: Fundamentals of the Hall-Héroult Process*. 3rd Edition, Aluminium-Verlag, Dusseldorf, Allemagne, 359 pp.
- [57] Vausshaug, K., Foosnaes, T., Haarberg, G.M., Ratvik, A.P., Skybakmoen, E.,(2007), Wear of carbon cathodes in cryolite-alumina melts. *Light Metals* (TMS), Minerals, Metals and Materials Society, pp. 821-826
- [58] Vausshaug, K., Foosnaes, T., Haarberg, G.M., Ratvik, A.P., Skybakmoen, E.,(2009), Formation and dissolution of aluminium carbide in cathode blocks. *Light Metals* (TMS), Minerals, Metals and Materials Society, pp. 1111-1116

- [59] Vausshaug, K., Hiltmann, F., Gudbrandsen, H., Roseth, S., Stoen, L., Thondstad, J., (2003), Laboratory test method for measuring wear rates of carbon cathode materials. *Light Metals* (TMS), Minerals, Metals and Materials Society, pp. 655-659
- [60] Von Kaenel, R. and Antille, J., (2011), Modeling of energy saving by using cathode design and inserts, dans *Proc. TMS Light Metals 2011* . Minerals, Metals and Materials Society, San Diego, CA, United states, pp. 569-574.
- [61] Wilkening, S. et Reny, P. (2004), Erosion rate testing of graphite cathode materials, dans *Light Metals 2004 – Proc. TMS 2004*, Minerals, Metals and Materials Society, Carlotte, NC, United states, pp. 597-602.
- [62] Y.Brisson, P., Darmstad, H., Fafard, M., Adnot, A., Servant, G., Soucy, (2006) G., *X-ray photoelectron spectroscopy study of sodium reactions in carbon cathode blocks of aluminium oxide reduction cells*. Carbon, Elsevier. Vol 44, pp. 1438-1447
- [63] Zoukel, A., Chartran, P., Soucy, G., (2009) Study of Aluminum Carbide Formation in Hall-Heroult Electrolytic Cells. *Light Metals* (TMS), Minerals, Metals and Materials Society, pp. 1123-1128